



Du dimensionnement à l'intégration dans le réseau électrique du limiteur de courant supraconducteur

Camille Gandioli

► To cite this version:

Camille Gandioli. Du dimensionnement à l'intégration dans le réseau électrique du limiteur de courant supraconducteur. Autre. Université de Grenoble, 2013. Français. NNT : 2013GRENT051 . tel-00913689v2

HAL Id: tel-00913689

<https://theses.hal.science/tel-00913689v2>

Submitted on 20 Jan 2014

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

THÈSE

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE GRENOBLE

Spécialité : **Génie électrique**

Présentée par

Camille Gandioli

Thèse dirigée par **Pascal Tixador**
et codirigée par **Nouredine Hadjsaïd**

préparée au sein des laboratoires **du CNRS, de l' Institut Néel, du Creta
et du G2Elab**
et de l'école doctorale d'Électronique, électrotechnique, Automatique
et Traitement du signal

Du dimensionnement à l'intégration dans le réseau électrique du limiteur de courant supraconducteur

Thèse soutenue publiquement le **23 septembre 2013**,
devant le jury composé de :

M., Ronnie Belmans

Professeur à l'ESAT / ELECTA à Hevenlee, Président et examinateur

M., Frédéric Sirois

Professeur associé à l'École polytechnique de Montréal, Rapporteur

M., Jean Lévêque

Professeur à l'Université de Lorraine, Rapporteur

M., Bruno Luscan

Ingénieur à Alstom Grid, Examineur

M., Pascal Tixador

Professeur à Grenoble-INP, ENSE³, Directeur de thèse

M., Nouredine Hadjsaïd

Professeur à Grenoble-INP, ENSE³, Co-Directeur de thèse



Remerciements

Je souhaite remercier l'ensemble des membre du jury. En particulier, les rapporteurs Jean Lévêque et Frédéric Sirois. Je remercie d'autant plus ce dernier d'avoir accepté de faire partie de ce jury de thèse loin de chez lui et d'avoir fait une relecture aussi pointilleuse de ce rapport. Par ailleurs, je remercie mes encadrants Nouredine Hadjsaïd et Pascal Tixador. Merci, Pascal pour cet encadrement «au jour le jour», tes conseils et ton soutien.

Je tiens à remercier également l'ensemble du Creta (permanents, doctorants, stagiaires — désolée je ne peux pas citer tout le monde!) pour ces trois années que j'ai vraiment beaucoup appréciées entre discussions scientifiques ou autres, plus ou moins délirantes, coups de main divers et variés, partage et découverte de préparation culinaires etc.! Je tiens à remercier plus particulièrement les personnes avec qui j'ai travailler : Benjamin pour ces idées, ces discussions et monologues (!), Arnaud pour tout ce qu'on a partagé comme moments, discussions et manip et Laureline qui m'a initié dans mes débuts et qui a tout de suite compris mon besoin de dérision dans ce monde trop sérieux pour moi. Je pense aussi aux personnes avec qui j'ai travaillé de façon plus épisodiques : Paul (merci pour les «échanges montagnards» et autres), et les personnes du BT, Julien, Gérard et toutes les personnes que j'oublie.

Je souhaite remercier aussi beaucoup de monde au G2Elab sur le campus notamment les doctorants (Sylvain, Morgan, Julian, Raha etc.) avec qui j'ai passé de bons moments. Je veux remercier les personnes avec qui j'ai travaillé en particulier Marie-Cécile pour son aide, soutien et gentillesse et Antoine avec qui on aura malheureusement pas réussi vraiment à travailler ensemble faute de chance avec le réseau Prédis.

Je souhaite remercier mes parents pour être venus assister à ma soutenance, avoir relu mon manuscrit et m'avoir soutenue toutes ces années d'études. Et pour finir, je remercie beaucoup Benoit pour son soutien, son aide, sa gentillesse et tout ce qu'il m'apporte.



TABLE DES MATIÈRES

Introduction générale	9
I Physique de la limitation et modélisation	11
I.1 La supraconductivité	11
I.2 Conducteur et modélisation	12
I.2.a Conducteurs supraconducteurs	12
I.2.b Modélisation du conducteur	15
I.3 Étude expérimentale et modélisation	20
I.3.a Essais en limitation	20
I.3.b Modélisation des inhomogénéités du conducteur et validation du modèle	28
I.4 Conclusion	32
II Dimensionnement d'un limiteur de courant supraconducteur	33
II.1 Limiteurs de courant	33
II.1.a Les différents types de limiteurs de courant	33
II.1.a-i Limitation par «impédance permanente»	33
II.1.a-ii Limitation par «impédance déclenchée par le défaut»	34
II.1.b Limiteurs de courant supraconducteurs et exemples	35
II.1.b-i Limiteurs de courant supraconducteurs sans transition du matériau supraconducteur	35
II.1.b-ii Limiteurs de courant supraconducteurs avec transition du matériau supraconducteur	36
II.1.c Comparatif des différents limiteurs de courant	38
II.2 Projet Eccoflow	41
II.2.a Deux sites d'installation	41
II.2.b Caractéristiques du projet	42
II.2.c Dimensionnement du limiteur	42
II.2.c-i Courants caractéristiques	43
II.2.c-ii Nombre de conducteurs en parallèle	44
II.2.c-iii Longueur des conducteurs	45
II.2.d Ruban supraconducteur	46
II.2.d-i Influence des défauts impédants sur l'homogénéité de la transition d'un conducteur	46
II.2.d-ii Épaisseur de la couche de shunt	48
II.2.d-iii Inhomogénéité entre les conducteurs en parallèle	50
II.2.e Le limiteur final d'Eccoflow	51

II.2.e-i	Conducteur choisi	51
II.2.e-ii	Dimensionnement final	54
II.2.e-iii	Insertion du limiteur dans le réseau de ENDESA	54
II.2.f	Conclusion	57
III	Applications innovantes du SCFCL pour le réseau électrique	59
III.1	SCFCL et besoins du réseau électrique	59
III.1.a	Contexte	59
III.1.b	Le réseau électrique actuel	59
III.1.c	Positionnements classiques des limiteurs de courant supraconducteurs . . .	61
III.1.d	Les choix faits dans cette thèse	63
III.2	Apport pour les réseaux continus haute tension maillés	64
III.2.a	Présentation des réseaux continus haute tension maillés et problématique de la protection	64
III.2.b	Les différents types de disjoncteurs	65
III.2.c	Modélisation des éléments du réseau utilisé	66
III.2.d	Protections	69
III.2.e	Résultats de simulation	71
III.2.f	Conclusion	75
III.3	Apport pour les réseaux de distribution	75
III.3.a	Réseau de distribution	75
III.3.a-i	Description	75
III.3.a-ii	Problématiques liées à l'insertion de génération d'énergie distribuée .	75
III.3.b	Bienfaits du bouclage du réseau de distribution pour l'insertion de GED .	78
III.3.c	Principe du <i>déboucleur rapide</i>	81
III.3.d	<i>Déboucleur rapide</i> et système de protection du réseau	83
III.3.d-i	Réseau utilisé	83
III.3.d-ii	Calcul des seuils des protections	84
III.3.d-iii	Résultats de simulation	86
III.3.e	Placement et dimensionnement du <i>déboucleur rapide</i>	90
III.3.e-i	Vérification du bon fonctionnement du <i>déboucleur rapide</i>	90
III.3.e-ii	Comparatif réseau radial, bouclé avec et sans <i>déboucleur rapide</i> . . .	94
III.3.e-iii	Dimensionnement de la longueur du SCFCL	102
III.3.f	Les différentes architectures possibles	105
III.3.f-i	SCFCL en tant que limiteur de courant	107
III.3.f-ii	SCFCL en tant que <i>déboucleur rapide</i>	108
III.3.f-iii	Comparatif des deux utilisations	109
III.3.g	Application sur un réseau IEEE	109
III.3.g-i	Optimisation de l'architecture	109
III.3.g-ii	Emplacement des SCFCL	111
III.3.g-iii	Vérification du choix des emplacements	112
III.3.g-iv	Résultats de simulation	115
III.4	Conclusion	116
IV	Limiteur de courant supraconducteur dans le réseau Prédic	119

IV.1	Présentation du réseau Prédic et objectifs	119
IV.2	Conception, dimensionnement et construction du limiteur supraconducteur de courant	120
IV.2.a	Emplacement des limiteurs supraconducteurs de courant	120
IV.2.b	Courant nominal	120
IV.2.c	Choix du conducteur	120
IV.2.d	Système de connexion et déconnexion et système de protection du SCFCL	124
IV.2.e	Structure du limiteur de courant supraconducteur	124
IV.2.f	Amenées de courant	128
IV.2.g	Cryostat	129
IV.3	Simulations pour le dimensionnement	129
IV.4	Résultats expérimentaux	131
IV.5	Conclusion	135
	Conclusion générale et perspectives	137
	Bibliographie	144

Introduction générale

LE RÉSEAU ÉLECTRIQUE est une infrastructure critique. La perte de contrôle de cette infrastructure a des conséquences graves sur l'économie et la sécurité. Les gestionnaires de réseau doivent donc assurer la fiabilité de l'alimentation électrique. Or de plus en plus de contraintes pèsent sur cette infrastructure.

La consommation électrique mondiale est en permanente augmentation. Chaque hiver, les précédents pics de consommation sont dépassés. De plus, la demande en énergie se concentre sur certains territoires (par exemple dans les zones urbaines). Par ailleurs, pour des raisons environnementales, des politiques incitatives au développement d'énergies renouvelables sont menées. D'une part, celles-ci impliquent un développement de la production décentralisée d'électricité avec par exemple une installation domestique photovoltaïque qui a pour conséquence de rendre bidirectionnels les flux d'énergie électrique. D'autre part, elles impliquent le développement d'importantes centrales de production éloignées des centres de consommation (transport de longue distance de l'énergie électrique) avec par exemple un parc éolien en mer ou bien un parc photovoltaïque dans des zones désertiques. De plus, l'augmentation de la production d'origine renouvelable accroît l'instabilité de l'équilibre production et consommation du fait de l'intermittence de la production. Malgré ces multiples contraintes — augmentation de la consommation, le développement des énergies renouvelables et le vieillissement des infrastructures — les gestionnaires de réseau doivent maintenir la qualité, la stabilité et la disponibilité de l'énergie électrique. Face à ce défi, la tendance est de développer un réseau plus intelligent c'est-à-dire un réseau plus observable et plus flexible.

Dans le contexte décrit ci-dessus, l'étude de nouveaux matériaux et dispositifs pourrait se révéler fructueuse. En effet, l'apport de nouvelles propriétés et donc de nouvelles fonctionnalités pourrait être avantageux. Dans cette perspective, la supraconductivité a fait son entrée dans le réseau électrique.

Les supraconducteurs regroupent plusieurs matériaux qui ont des propriétés communes. Notamment, les supraconducteurs ont la remarquable propriété d'être non résistifs sous certaines conditions de température, de densité de courant et de champ magnétique. Cette propriété constitue un atout majeur pour des applications d'électrotechnique en supprimant le problème omniprésent des pertes Joule. Il est ainsi possible de réduire les chutes de tension dans le transport de l'électricité et d'avoir des équipements présentant de meilleurs rendements en remplaçant « simplement » le cuivre de certains éléments du réseau par des conducteurs supraconducteurs. Par exemple, des câbles conventionnels peuvent être rem-

placés par des câbles supraconducteurs. Cet échange réduira l'espace nécessaire pour le passage du câble [CDLP04] et donc donnera la possibilité d'utiliser les actuelles conduites tout en augmentant la puissance transportée en réponse aux problèmes de congestion. De plus, les pertes étant réduites (pour un courant transporté donné), la tension d'utilisation peut l'être aussi ce qui permet d'alléger certains équipements. Par ailleurs, les câbles supraconducteurs pourraient être avantageux pour le transport de longue distance comme par exemple la connexion de parcs éoliens en mer d'autant plus si la connexion est faite en courant continu. D'autres éléments conventionnels du réseau comme les transformateurs ou les machines tournantes pourraient être remplacés par des éléments supraconducteurs procurant un gain d'encombrement, de poids et une réduction des pertes comme les transformateurs ou bien les machines tournantes (alternateurs, compensateurs synchrone [MKdLK04]).

Les propriétés spécifiques des supraconducteurs permettent également d'envisager la réalisation de nouveaux éléments sans équivalent en technologie conventionnelle. Le SMES, soit *Superconducting Magnetic Energy Storage*, en est un exemple. Il permet de stocker de l'énergie dans une bobine supraconductrice. Cet élément pourrait être utilisé pour la compensation rapide d'appel de puissance [ZDS⁺11]. Enfin, le limiteur de courant supraconducteur (SCFCL) est l'élément à base de supraconducteur le plus prometteur pour les réseaux électriques. En limitant le courant de défaut, cet élément affiche de nouvelles perspectives pour le réseau électrique notamment en rendant acceptables les courants de court-circuit qui ne l'étaient pas jusque là. Intégrant la chaîne de coupure, en quoi le limiteur de courant supraconducteur améliorera-t-il la situation ? Le limiteur de courant supraconducteur, peut-il contribuer à augmenter la stabilité et la fiabilité du réseau électrique ? Quelles nouvelles architectures et nouveaux types de réseaux le limiteur de courant supraconducteur pourrait-il permettre ? De façon générale, que peut apporter le limiteur de courant supraconducteur au réseau électrique dans ce contexte ?

Cette thèse tente d'ébaucher des réponses à ces questions. Dans ce but, cette étude partira de la structure microscopique du conducteur supraconducteur pour se terminer par une étude macroscopique de plusieurs limiteurs de courant supraconducteurs dans le réseau électrique. Dans un premier temps, après une description physique et expérimentale des conducteurs supraconducteurs utilisés, une modélisation de ceux-ci est proposée (chapitre 1). Puis, dans un deuxième chapitre, ce modèle est utilisé pour étudier la structure du conducteur et pour dimensionner un limiteur de courant supraconducteur. Afin de pallier aux contraintes actuelles et futures du réseau électrique et plus particulièrement à celles dues à l'insertion massive de génération d'énergie distribuée, deux axes sont étudiés dans le troisième chapitre. Un premier est l'utilisation du limiteur de courant supraconducteur dans les réseaux continus maillés haute tension. Le second est l'apport du limiteur supraconducteur dans les réseaux de distribution. Enfin, ce rapport se termine avec l'insertion d'un prototype de limiteur de courant supraconducteur dans le réseau à échelle réduite du G2Elab.

Cette thèse s'est déroulée dans le cadre du projet européen Eccoflow. Ce projet a pour but d'insérer un limiteur de courant supraconducteur en deux points différents du réseau de distribution européen.



Chapitre I

Physique de la limitation et modélisation

I.1 La supraconductivité

EN 1909, c'est au laboratoire de Leiden au Pays-Bas que l'hélium est liquéfié pour la première fois (4,2 K) par Heike Kammerling Onnes. On entreprend alors de mesurer les résistivités des métaux à basse température. Dans ce contexte, la supraconductivité est découverte en 1911 sur du mercure par cette même personne.

La température critique, notée T_c , d'un matériau supraconducteur est la température en-dessous de laquelle le matériau voit sa résistivité électrique chuter à une valeur inférieure à la précision de mesure. La résistivité du matériau au-delà de la température critique est bien supérieure à celle du cuivre. Par la suite, de nombreux alliages métalliques supraconducteurs ont été découverts avec des températures critiques inférieures à 20 K. Ces matériaux, notamment le NbTi, ont été et sont toujours très largement utilisés pour la réalisation d'aimants supraconducteurs fonctionnant à des températures de 4,2 K.

En janvier 1987, deux américains, Maw-Kuen Wu et Paul Chu, mettent en évidence la supraconductivité du matériau YBaCuO. Avec une température critique autour de 90 K, ce matériau dépasse le seuil significatif de l'azote liquide dont la température de liquéfaction est de 77 K (moins coûteux et plus facile d'utilisation que l'hélium liquide utilisé pour les premiers supraconducteurs découverts). Cette supraconductivité est nommée «de haute température critique» par opposition aux premiers matériaux supraconducteurs découverts.

Pour certains matériaux, en particulier les matériaux à haute température critique, l'état supraconducteur est distinct de l'état non dissipatif [TB]. En effet, il existe un état mixte dans lequel le matériau supraconducteur est supraconducteur mais peut dissiper de l'énergie. Le domaine de l'état non dissipatif est limité par trois grandeurs définissant la surface critique. Au-delà de cette surface, le matériau devient dissipatif. Ces trois grandeurs sont la température critique T_c , le champ magnétique d'irréversibilité H^* et la densité de courant critique J_c . La figure I.1 présente les surfaces critiques de différents matériaux supraconducteurs.

On appelle la *transition* du conducteur supraconducteur, le passage du conducteur de l'état non dissipatif à l'état résistif (dit aussi «normal») en passant par un état supraconducteur dissipatif. Le limiteur de courant supraconducteur étudié dans cette thèse utilise cette transition du conducteur supraconducteur. Dans le cas du limiteur de courant de court-circuit, ce changement d'état est déclenché par une augmentation importante du courant (courant de défaut par rapport au courant assigné) qui va dépasser le courant critique, I_c , du conducteur. Le conducteur passant à l'état dissipatif, sa température augmente ce qui maintient le conducteur dans l'état dissipatif (en-dessus surface critique).

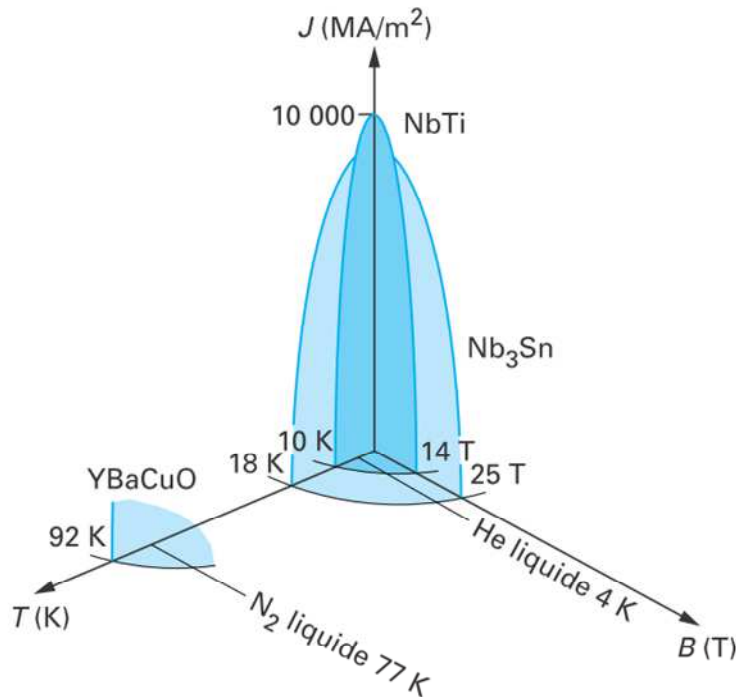


FIGURE I.1 – Surfaces critiques de quelques supraconducteurs ([TB])

I.2 Conducteur et modélisation

I.2.a Conducteurs supraconducteurs

Le matériau utilisé dans cette étude est l'YBaCuO, matériau à haute température critique. L'usage de matériaux à haute température critique permet une utilisation aisée aussi bien sur le plan technique qu'économique du fait de l'utilisation de l'azote liquide pour la cryogénie.

Deux formes existent pour l'YBaCuO : massif et couche mince (ruban). Pour les applications électrotechniques, il est préférable d'utiliser des rubans pour des raisons pratiques. En effet, un ruban supraconducteur est assimilable à un conducteur conventionnel comme le cuivre ou l'aluminium. De plus, les rubans supraconducteurs sont plus souples, plus résistants aux efforts mécaniques et donc plus simples à bobiner qu'un matériau massif. Ces avantages ont permis le développement des rubans supraconducteurs. D'autres matériaux (notamment à base de bismuth) à haute température critique sous forme de ruban (à base de matrice d'argent) existent. Ces matériaux sont dits de première génération et sont utilisés pour certaines applications notamment pour des limiteurs de courant (même si leur faible résistivité n'est pas optimale pour cette application).

Les rubans (d'YBaCuO) utilisés sont des conducteurs déposés dits de seconde génération. Ils sont donc composés de plusieurs couches. La couche supraconductrice, YBaCuO, de ces rubans est de l'ordre de $1 \mu\text{m}$ d'épaisseur. L'YBaCuO est une céramique. Par conséquent, cette couche supraconductrice d'YBaCuO est dure et fragile. Elle doit donc être doublée d'un substrat pour supporter les contraintes mécaniques. Pour les conducteurs utilisés dans cette étude, le substrat est soit du Nickel Tungstène (NiW) ou bien de l'*Hastelloy*®. Par ailleurs, l'YBaCuO doit ses propriétés supraconductrices à la présence

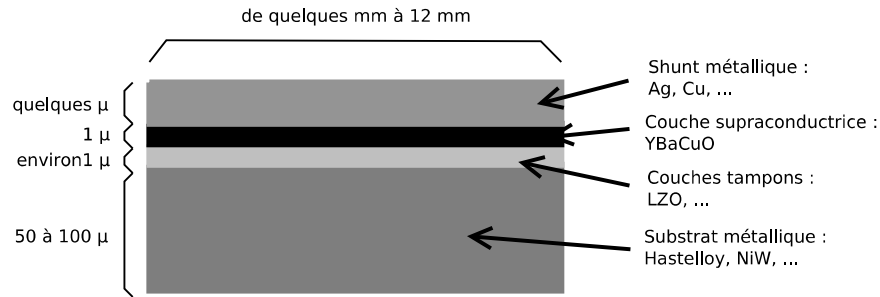


FIGURE I.2 – Structure type d'un conducteur déposé à base d'YBaCuO

du plan cristallographique CuO_2 . Sa structure cristallographique est très anisotrope et donc ses propriétés physiques varient fortement selon la direction considérée. Pour une densité de courant critique optimale, une orientation presque parfaite des grains est nécessaire. Pour cela, il est nécessaire d'orienter la surface (la couche) sur laquelle la couche supraconductrice est déposée. Selon la méthode d'élaboration utilisée, soit le substrat est texturé (méthode RABiTs, alliages de Nickel) ou bien une couche texturée (YSZ) est rajoutée (méthode IBAD, *Hastelloy*[®]). La texturation permet d'aligner un seul axe cristallographique. Sur cette couche texturée, on fait croître par épitaxie une ou des couches tampons puis la couche supraconductrice. La croissance par épitaxie permet d'aligner les deux autres axes cristallographiques ce qui permet une amélioration des propriétés supraconductrices de la couche d'YBaCuO. Les couches tampons permettent de protéger la couche supraconductrice des risques de pollution (contamination chimique et oxydation) dus au substrat ([Gir06]). Pour finir, une dernière couche métallique est ajoutée sur la couche supraconductrice. Cette dernière couche permet de limiter l'oxydation de la couche supraconductrice par son environnement ainsi que d'améliorer l'injection du courant dans l'YBaCuO. Cette dernière couche est aussi un *shunt* électrique et thermique. Elle permet d'absorber et dissiper l'énergie transmise dans le ruban lorsque la couche supraconductrice est à l'état dissipatif. La figure I.2 présente la structure type d'un conducteur déposé à base d'YBaCuO.

Si l'orientation cristallographique et les épaisseurs de chacune des couches étaient homogènes sur toute la longueur du ruban, ce dernier devrait avoir des propriétés régulières. Mais on constate que le courant critique du conducteur n'est pas constant sur la longueur du conducteur. Ceci est vrai à plusieurs échelles. La figure I.3 montre l'inhomogénéité du courant critique d'un conducteur sur plusieurs mètres alors que la figure I.4 présente l'inhomogénéité du courant critique d'un conducteur sur 20 cm. À propos de la figure I.4, la mesure du courant critique de l'extrémité «haute» du conducteur n'est pas fiable. Néanmoins, les deux bords du conducteur semblent avoir des courants critiques plus faibles que le reste du conducteur. Dans la longueur du conducteur, une inhomogénéité d'environ $\pm 15\%$ du courant critique maximum est souvent observée.

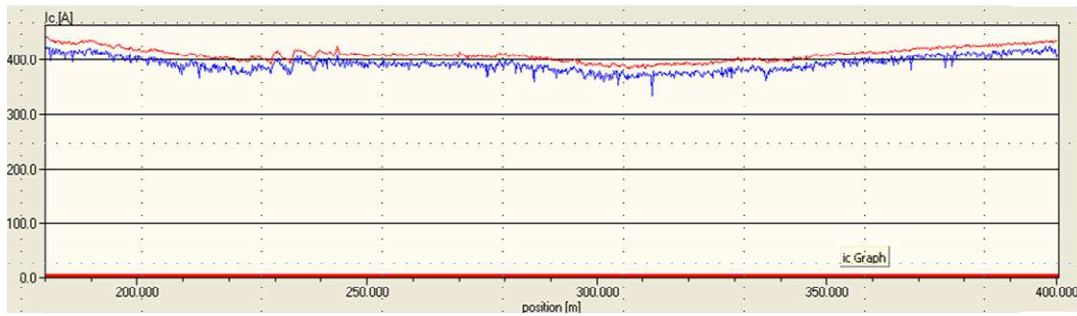


FIGURE I.3 – Mesure de courant critique sur 400 m (données du projet ARPA-E SMES, Tape Star)

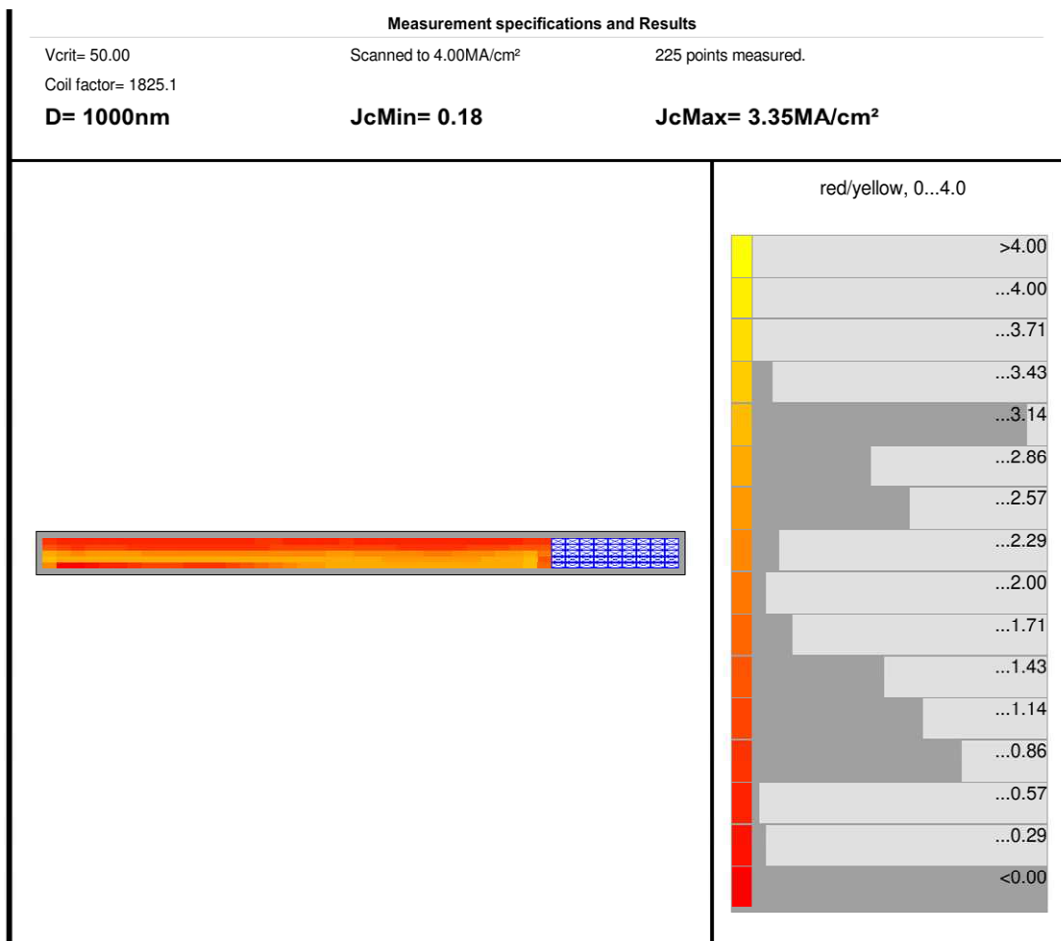


FIGURE I.4 – Mesure de courant critique d'un conducteur de environ 20 cm de long; mesure réalisée par un *Cryoscan*[®]

I.2.b Modélisation du conducteur

Le limiteur de courant supraconducteur étudié utilise la transition du matériau supraconducteur pour limiter le courant de défaut. Pour étudier ce limiteur de courant supraconducteur et donc le comportement du conducteur supraconducteur lors de la transition, on cherche à modéliser cette transition. Le modèle proposé dans cette thèse est construit sur la structure physique du conducteur (cf. figure I.2) décrite dans le paragraphe I.2.a. La finalité de ce modèle étant d'être inséré dans un réseau électrique, il permet de calculer l'impédance du conducteur supraconducteur. Cette impédance modélisée est uniquement résistive. La partie inductive de l'impédance peut-être modélisée, mais elle ne dépend pas de la transition du matériau supraconducteur. Elle est quasiment constante par rapport aux variations de courant et de température. Cette inductance sera souvent négligée car elle peut être réduite par la structure de bobinage ce qui permet de réduire aussi les pertes AC.

On fait l'hypothèse que le conducteur est isotherme dans toute sa section. Cette hypothèse est un peu forte étant donné l'ordre de grandeur de temps auquel le modèle est utilisé. Le temps pour que le conducteur se thermalise, est donné par l'expression suivante :

$$t = a^2/D$$

avec a , la longueur du conducteur dans la direction étudiée et D , la diffusivité du matériau. Comme il est difficile de connaître la diffusivité du ruban supraconducteur en prenant en compte les différentes couches, nous faisons une estimation de ce temps en ne considérant que la couche d'*Hastelloy*[®]. Avec une diffusivité égale à 0,04 cm²/s (cf. [LCZ08]), pour un conducteur de 50 μ m d'épaisseur, le temps de diffusion dans l'épaisseur du conducteur est de 0,625 ms. Pour un conducteur de 100 μ m d'épaisseur, ce temps de diffusion atteint 2,5 ms soit un temps du même ordre de grandeur que la transition. Cependant, l'enrobage du ruban avec de l'argent doit permettre une meilleure thermalisation du ruban et de l'ensemble des couches.

D'autre part, toutes les couches du conducteur ont une résistivité qui augmente avec la température (couche supraconductrice à l'état dissipatif). Le courant se partagera entre les différentes couches selon leur résistivité et donc aussi leur température. Par conséquent, un équilibre entre les différentes températures des différentes couches se forme. De plus, les températures des différentes couches s'homogénéisent par la conduction dans la section du conducteur. Par ailleurs, l'élément supraconducteur est considéré isotherme dans sa longueur : on suppose qu'il transite en un seul bloc. La propagation de la zone résistive (à l'état normal) n'est pas considérée. Pour une zone modélisée, les propriétés du ruban doivent être donc homogènes (notamment le courant critique). Cette hypothèse de bloc isotherme est forte et critiquable, mais nous verrons dans la partie I.3.b que l'utilisation de plusieurs blocs permet de mieux représenter la réalité.

Le conducteur déposé est constitué de différentes couches. Toutes les couches ont une résistivité qui dépend de la température et non directement du courant qui les traverse excepté la couche supraconductrice. En effet, la résistivité de la couche supraconductrice, pour une température inférieure à la température critique, dépend de la température et du courant la traversant. La figure I.5 présente la caractéristique $E(I)$ d'un ruban supraconducteur. En-dessous d'un certain courant, le champ électrique aux bornes du ruban est

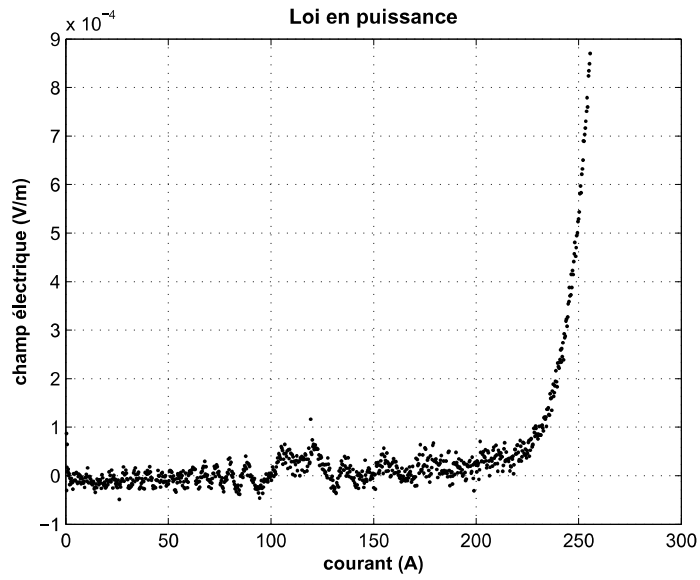
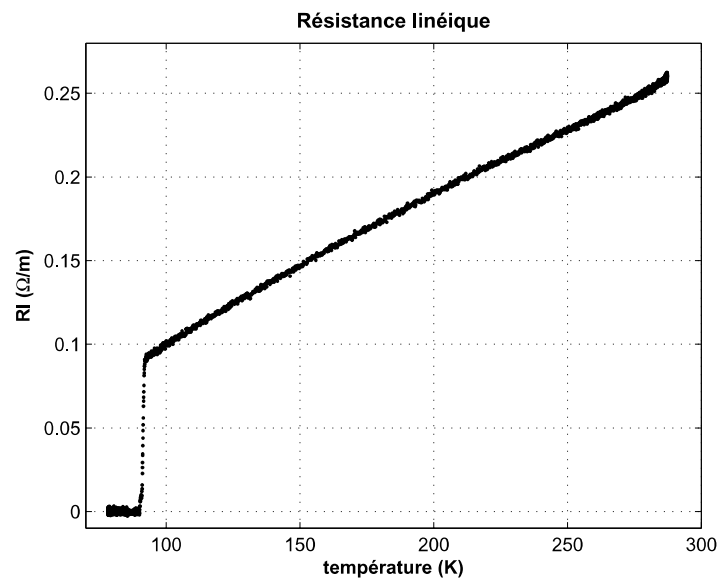
FIGURE I.5 – Loi en puissance $E(I)$ 

FIGURE I.6 – Résistance linéique du ruban supraconducteur en fonction de la température

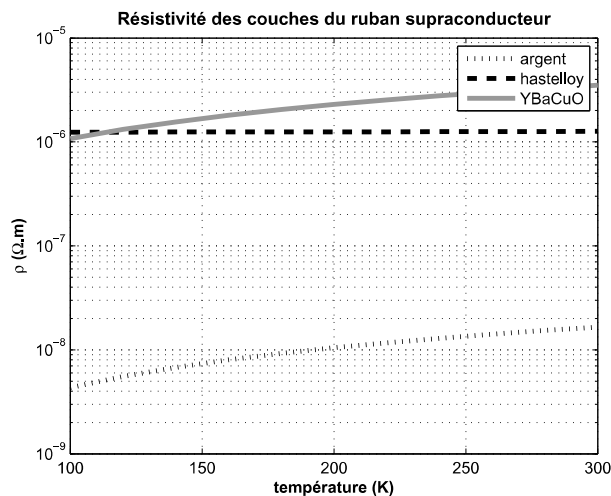


FIGURE I.7 – Résistivités des différentes couches du ruban supraconducteur en fonction de la température

inférieur à la précision de mesure puis augmente brutalement autour du courant critique. On remarquera que la mesure est faite sur un ruban avec toutes ses couches. Néanmoins, tant que le courant est inférieur au courant critique, la totalité du courant passe par la couche supraconductrice car celle-ci a une résistivité nulle. Une fois que la couche supraconductrice a transité, le courant passe dans toutes les couches du ruban (supraconductrice et non-supraconductrices). La caractéristique $E(I)$ de la couche supraconductrice est la suivante :

$$E(i_{sc}) = E_c \left(\left(\frac{|i_{sc}|}{I_c(T, B)} \right)^{n(T, B)} \right) \frac{i_{sc}}{|i_{sc}|}$$

Pour une température supérieure à la température critique, le conducteur se comporte comme un « métal classique », c'est-à-dire que sa résistivité dépend seulement de la température. La figure I.6 présente l'évolution de la résistance linéique du ruban supraconducteur en fonction de la température. De même, cette mesure est faite sur un ruban supraconducteur avec toutes ses couches. En-dessous de la température critique, la résistance linéique est nulle (à la précision de la mesure près) car les couches supraconductrices sont court-circuitées par la couche supraconductrice. Dès lors que la température a dépassé la température critique du matériau, la résistance linéique n'est plus nulle. Elle est égale aux résistances linéiques des différentes couches en parallèle (cf figure I.7). La résistivité de l'YBaCuO à l'état normal étant nettement plus élevée que la résistivité des autres couches, et la couche supraconductrice étant très fine par rapport aux autres couches, le courant circulant dans la couche supraconductrice est négligeable pour une température supérieure à la température critique. Ainsi, on peut déterminer la résistivité des couches non supraconductrices du ruban supraconducteur pour une température supérieure à la température critique. On considère que la pente de la résistivité des couches non supraconductrices est linéaire en fonction de la température. Il est possible, de la sorte, de déterminer la résistivité des couches non supraconductrices pour une température inférieure à la température critique.

En-dessous de la température critique, le ruban supraconducteur est divisé en deux

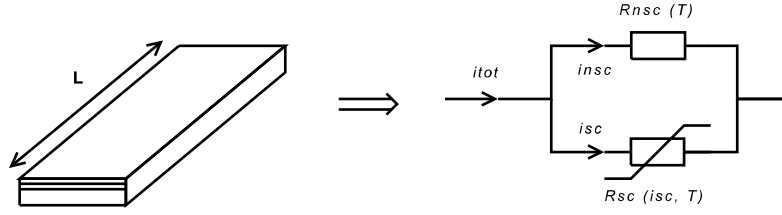


FIGURE I.8 – Modèle du ruban supraconducteur pour une température inférieure à T_c

parties en parallèle (figure I.8) : une partie supraconductrice (couche supraconductrice) et une non supraconductrice (couches non supraconductrices).

La partie supraconductrice est décrite par la loi en puissance suivante :

$$E(i_{sc}) = E_c \left(\frac{|i_{sc}|}{I_c(T, B)} \right)^{n(T, B)} \frac{i_{sc}}{|i_{sc}|}$$

Cette expression n'est valable que pour des courants de l'ordre du courant critique. Elle est donc valable dans le cadre de ce modèle.

Par conséquent, la résistance de la partie supraconductrice pour une température inférieure à la température critique est la suivante :

$$R_{sc}(T, i_{sc}) = \frac{E_c}{I_c(T, B)} \left[\frac{|i_{sc}|}{I_c(T, B)} \right]^{(n(T, B)-1)} L$$

avec R_{sc} , la résistance de la partie supraconductrice en Ω , T , la température en K, E_c , le champ électrique critique égal à $100 \mu\text{V/m}$, i_{sc} , le courant traversant la «branche supraconductrice», n , l'exposant de la loi de puissance qui donne la raideur de la transition, L , la longueur considérée de ruban et I_c , le courant critique en A. I_c dépend de la température et du champ magnétique. Dans le cas d'un limiteur de courant, l'induction magnétique reste toujours faible. Nous négligeons son influence sur I_c et n . On ne considère alors que la variation du courant critique et de l'indice n par rapport à la température.

La résistivité de la partie non supraconductrice est, elle, une fonction linéaire de la température :

$$R_{nsc}(T) = \rho_{nsc}(T) \frac{L}{(1 - \alpha_{nsc}) S_{tot}}$$

avec $S_{nsc} = (1 - \alpha_{nsc}) S_{tot}$ et $S_{sc} = \alpha_{sc} S_{tot}$ où R_{nsc} est la résistance non supraconductrice, ρ_{nsc} est la résistivité des couches non supraconductrices du conducteur, S_{tot} , S_{nsc} et S_{sc} sont les différentes sections du ruban et enfin α_{sc} est le rapport des sections (supraconductrice et non supraconductrices).

Au dessus de la température critique, la résistivité du ruban supraconducteur est une fonction linéaire de la température (cf. figure I.6). Il est possible d'utiliser la résistivité mesurée du conducteur (figure I.6) ou bien la résistivité de toutes les couches composant le conducteur en parallèle.

Pour calculer la résistance globale en-dessous de la température critique, nous avons donc besoin de considérer le courant passant dans chacune des résistances en parallèle. On considère que le courant passant dans la «branche supraconductrice» est une fraction du courant total : $i_{sc} = i_{tot} \beta$, β étant le facteur de proportionnalité entre le courant dans la «branche supraconductrice» et le courant total dans le ruban. Pour calculer la valeur de

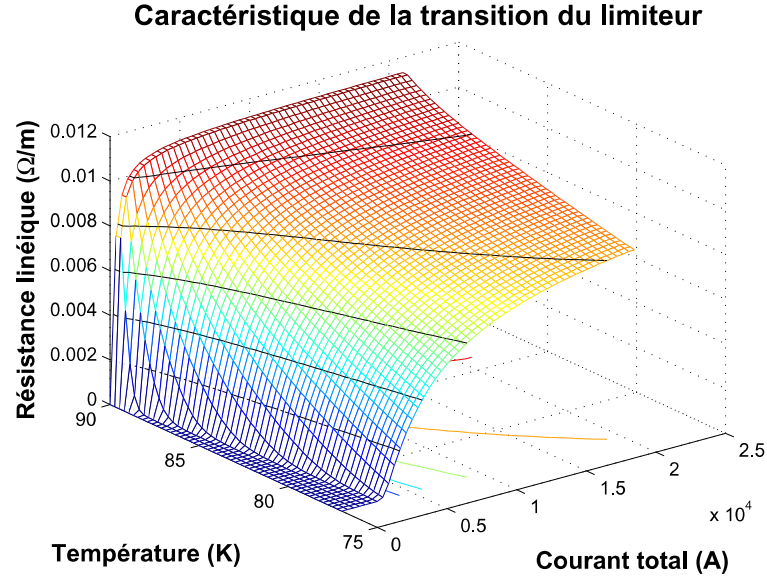


FIGURE I.9 – Caractéristique d'un ruban supraconducteur pour une température inférieure à T_c (90 K)

β (une équation, une inconnue), on pose que la tension aux bornes des deux «branches» est la même (loi des mailles).

$$\frac{E_c}{I_c(T)} \left[\frac{i_{tot}\beta}{I_c(T)} \right]^{(n(T)-1)} L\beta = \rho_{nsc} \frac{(1-\beta)L}{(1-\alpha_{nsc})S_{tot}}$$

Cette équation est résolue numériquement (à l'aide du logiciel Matlab). Finalement, la valeur de résistance du conducteur supraconducteur (ruban) est la suivante :

$$R_{ruban}(T, i_{tot}) = \frac{L}{\frac{(1-\alpha_{nsc})S_{tot}}{\rho_{nsc}} + \frac{I_c(T)}{E_c} \left[\frac{i_{tot}\beta}{I_c(T)} \right]^{(1-n(T))}}$$

R_{ruban} est calculée pour différentes valeurs de courant total et pour une température allant de 77 K à la température critique (environ 90 K). La figure I.9 présente la résistance R_{ruban} calculée pour un ruban de 12 mm de large. La partie plane de la résistance linéique représente les conditions dans lesquelles le ruban supraconducteur est non dissipatif. Cette partie est délimitée par la caractéristique $I_c(T)$. La résistance linéique du ruban augmente avec le courant qui le traverse et sa température. Elle est représentée sous forme d'une matrice. Une interpolation est ensuite faite entre les points de la matrice. Le calcul de la matrice doit être effectué pour des courants au moins égaux aux courants maximum de défaut du réseau dans lequel le modèle est introduit.

D'autre part, une équation thermique est couplée à l'équation électrique pour calculer la température. Le bloc de conducteur considéré étant supposé isotherme, la conduction de chaleur dans le conducteur n'est pas prise en compte. On considère l'échauffement du conducteur dû à l'effet Joule (première partie du deuxième membre). La seconde partie représente les échanges thermiques avec le bain d'azote.

$$LS_{tot}C_p \frac{dT}{dt} = R_{ruban}(i_{tot}, T)i_{tot}^2 - W_{ech}S_{ech}(T - T_0)$$

avec C_p , la capacité thermique du ruban, T , la température du ruban, T_0 , la température de l'azote liquide, W_{ech} , la puissance de chaleur échangée avec le bain d'azote liquide et S_{ech} , la surface en contact avec l'azote liquide. Sauf mention contraire, le conducteur est alors considéré adiabatique. Avec cette hypothèse, il n'est pas possible de modéliser la récupération de l'état supraconducteur du conducteur. Cette question des échanges thermiques avec l'azote liquide est développée dans la partie I.3.b.

De façon à tenir compte des variations de courant critique le long du ruban supraconducteur comme décrit dans la partie I.2.a, il est possible de modéliser une longueur de ruban en plusieurs blocs dont les propriétés sont différentes (notamment le courant critique).

I.3 Étude expérimentale et modélisation

Dans cette partie, le conducteur est mis en condition de limitation expérimentalement. Puis, les résultats de ces expériences sont confrontés au modèle développé précédemment dans le but de le valider pour les objectifs de cette thèse.

I.3.a Essais en limitation

Objectif expérimental

Le but de cette manipulation est d'analyser le comportement des conducteurs supraconducteurs dans des conditions similaires à celles d'un limiteur résistif inséré dans un réseau électrique. Il s'agit donc de faire transiter le conducteur par dépassement de son courant critique. On appellera cela «essai en limitation». L'objectif de cette expérimentation est donc d'étudier le comportement du ruban supraconducteur pendant la limitation du courant.

Dans la partie I.2.a, l'inhomogénéité du courant critique le long d'un ruban a été soulignée. Cette inhomogénéité du courant critique risque de créer une variation de la transition le long du conducteur. Par conséquent, notre principale préoccupation est l'homogénéité de la transition du ruban lors de la limitation c'est-à-dire une transition globale du conducteur. Si seules quelques parties du conducteur transitent, d'une part, la limitation du courant risque d'être moins efficace et d'autre part, le ruban risque d'être détérioré. En effet, premièrement, la résistance du conducteur dépend de la longueur de conducteur qui a transité. Si seule une petite longueur de conducteur transite, la résistance sera plus petite et donc la limitation du courant sera moins efficace. Par conséquent, l'alimentation électrique de l'expérimentation se comporte quasiment comme une source de courant par rapport au ruban supraconducteur testé. Seule la petite partie qui a transité dissipe de la chaleur ($R_{lim}I^2$). L'énergie électrique étant entièrement dissipée en chaleur pendant la transition, la température des zones qui ont transité sera élevée sachant que le courant n'est quasiment pas limité.

Dans le cas d'une transition globale du conducteur, l'alimentation électrique se comporte comme une source de tension car le conducteur développe une résistance importante par rapport à l'impédance de court-circuit de l'installation. L'énergie électrique est dissipée en chaleur (V^2/R_{lim}). Cette dissipation est supportée par la totalité du conducteur.

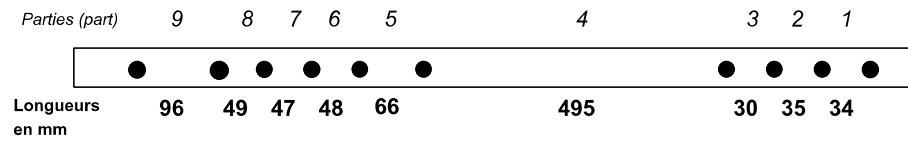
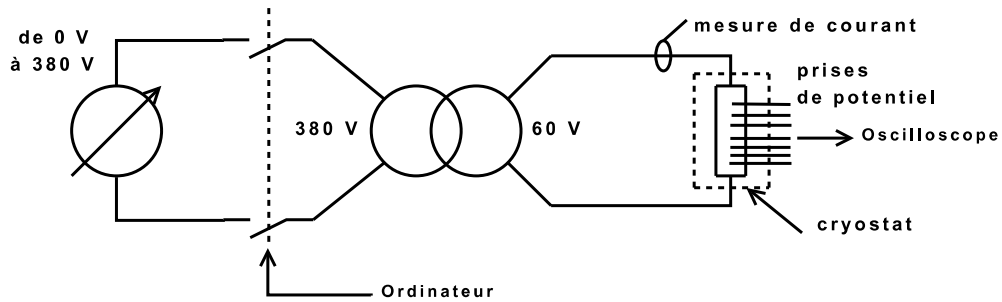
FIGURE I.10 – Disposition des prises de potentiel pour le ruban de *Superpower*®

FIGURE I.11 – Schéma de l'expérimentation

L'élévation de la température se fera de manière homogène et sera par conséquent moins dangereuse pour le conducteur.

Pour étudier l'homogénéité de la transition, deux méthodes sont utilisées : la comparaison des différents champs électriques le long du conducteur et le calcul des températures du ruban. Par conséquent, l'étude de l'inhomogénéité de la transition du conducteur nécessite la mesure sur plusieurs prises de potentiel le long du conducteur (figure I.10).

Expérimentation et protocole

La figure I.11 présente le schéma électrique de l'expérimentation. Un courant *prospectif*¹ de défaut important est fourni par le court-circuit d'un transformateur. Le contacteur qui fait le court-circuit est placé côté forte tension (et donc faible courant). Un ordinateur commande ce contacteur. Le contacteur peut être remplacé par un module d'IGBT tête-bêche. Le module d'IGBT permet de choisir la phase à laquelle le court-circuit est fait et donc de choisir la symétrie (ou asymétrie) souhaitée du court-circuit.

Pour faire varier le courant *prospectif* de défaut, il faut faire varier soit l'impédance de défaut ou bien la tension. Dans le réseau électrique, la tension étant considérée comme fixe, la variation du courant de court-circuit est modulée par l'impédance de défaut. De manière expérimentale, il est plus compliqué de faire varier le courant de défaut en modulant l'impédance de défaut que faire varier la tension d'alimentation. Des simulations ont été faites pour comparer le comportement du limiteur de courant dans ces circonstances (variation de l'impédance de défaut et variation de la tension d'alimentation). Pour le limiteur courant supraconducteur, la variation de la tension est équivalente à la variation de l'impédance de défaut (cf. [TNVP11]). Par conséquent, les «essais en limitation» seront faits sous tension variable pour simuler une variation d'impédance de défaut. L'autotransformateur permet de faire varier la tension de 0 V à 380 V.

Le limiteur de courant est plongé dans un cryostat avec de l'azote liquide. Il est possible

1. Courant de défaut sans limitation.

de mettre sous pression le cryostat de façon à faire varier la température à l'intérieur de celui-ci. Ceci étant dit, tous les essais présentés dans ce chapitre sont faits à 77 K.

Lors d'un essai, le contacteur est fermé pendant un temps donné Δt . Le ruban supraconducteur est soumis au courant de court-circuit pendant un temps donné Δt . La puissance de l'alimentation, nous permet de tester des échantillons d'un mètre de long et de 12 mm de large environ (60 V / 1000 A). La mesure des tensions aux différentes prises de potentiel le long du conducteur (cf. figure I.10) ainsi que la mesure de courant sont enregistrées. Le cryostat est mis à la terre pour des raisons de sécurité et de compatibilité électromagnétique (cage de Faraday). Cette terre sert de masse pour les mesures.

Outils pour l'exploitation des résultats : calcul du champ électrique et des températures moyenne et maximale

Comme expliqué précédemment, le calcul du champ électrique le long du conducteur est un moyen d'étudier l'homogénéité de la transition du conducteur. Soient V , la tension entre deux prises de potentiel et l , la longueur du conducteur entre ces deux prises de potentiel, le champ électrique entre ces deux prises de potentiel est égal à :

$$E = \frac{V}{l}$$

Une transition homogène du conducteur implique tous les champs électriques le long du conducteur sont quasiment égaux.

Le second moyen pour étudier la transition du conducteur est de calculer les températures moyenne et maximale que le conducteur atteint. Ce calcul se fait à partir des grandeurs électriques. Pour ces calculs, on suppose que la température est homogène dans la section du conducteur, on néglige les échanges par conduction le long du conducteur ainsi que les échanges de chaleur avec le bain d'azote liquide (conditions adiabatiques).

La température maximale est la température dite des *points chauds*. Les *points chauds* sont les parties qui transitent en premier lorsque la transition est inhomogène et qui par conséquent chauffent plus que le reste du conducteur. Elle est calculée à partir de la résistance du conducteur à l'état normal et du courant qui le parcourt. L'augmentation de la température maximale est donnée par l'équation différentielle suivante :

$$R_l(T, i)i^2 dt = c_p^m(T)S_{tot}dT$$

avec R_l , la résistance linéique au dessus de la température critique, i , le courant traversant le conducteur, T , la température du conducteur, c_p^m , la chaleur spécifique du conducteur qui est égale à la moyenne des chaleurs spécifiques de chaque couche du conducteur et S_{tot} , la surface du conducteur. Cette équation ne fait aucune hypothèse sur la transition le long du conducteur qui est parcouru forcément par le même courant. Pour le calcul de la température maximale, on décompose l'intégrale en deux parties :

$$\int_0^{t_c} i^2(x)dx + \int_{t_c}^t i^2(x)dx = S_{tot} \left[\int_{T_0}^{T_c} \frac{c_p^m(\theta)}{R_l(\theta, i)} d\theta + \int_{T_c}^{T_{max}(t)} \frac{c_p^m(\theta)}{R_l(\theta)} d\theta \right]$$

avec T_c , la température critique du conducteur, T_0 , le température de l'azote liquide (77 K) et t_c , le temps auquel le conducteur atteint la température T_c . t_c est déterminé grâce à la résistance développée par le conducteur : $R(t_c) = R(T_c)$. Étant donné la difficulté de

calculer et de connaître la résistance linéique du supraconducteur dans l'état dissipatif c'est-à-dire en-dessous de sa température critique, la première intégrale (premier terme) peut être négligée lorsque la température critique est largement dépassée. Si la température critique n'est pas dépassée ou qu'elle l'est de très peu, il n'est pas possible de calculer la température maximale.

La température calculée est un minimum de la température atteinte en réalité. En effet, pour calculer la température maximum, nous avons besoin du temps auquel le conducteur atteint la température critique. Or, plus on prend des prises de potentiel rapprochées, plus ce temps sera petit (précis). Plus le t_c est de petite valeur, plus la température maximale T_{max} sera élevée.

Par ailleurs, le calcul de la température moyenne du conducteur se fait à partir de l'énergie que supporte le conducteur. La température moyenne du conducteur est la température globale du conducteur. Elle se calcule de la façon suivante :

$$\int_{t_0}^t v(x)i(x)dx = lS_{tot} \int_{T_0}^{T_{moy}} c_p^m(\theta)d\theta$$

avec v , la tension et l , la longueur du conducteur entre deux prises de potentiel. Cette température peut se calculer pour des températures inférieures à la température critique. Ce calcul suppose que la transition est homogène sur la partie du conducteur étudiée (toute la partie étudiée dissipe).

Il existe une troisième méthode pour calculer la température à partir de la résistance linéique, calculée elle même à partir du courant et la tension entre deux prises de potentiel. Cette dernière dépendant seulement de la température au dessus de la température critique, on ne peut calculer la température du conducteur de cette manière en-dessous de la température critique. Cette dernière manière de calculer la température du conducteur suppose que la toute la partie étudiée dissipe de façon homogène.

En général, la température moyenne est calculée sur tout le conducteur alors que la température maximale est calculée sur une petite partie du conducteur, par exemple la partie qui semble plus faible (qui transite pour un courant plus faible). Ainsi, il est possible de détecter une transition inhomogène. En effet, si la température moyenne est égale à la température maximale, alors on peut dire que la transition est homogène c'est-à-dire qu'il n'y a pas de *points chauds*. Si la température maximum est plus importante que la température moyenne, cela signifie qu'il y a une partie de l'échantillon qui a une température plus importante que toutes les autres parties (que la température moyenne du conducteur). La transition n'est alors pas homogène car certaines parties du conducteur ont transité avant d'autres.

Inhomogénéité de la transition

Deux types de rubans ont été testés. Ces deux types sont tous deux des conducteurs déposés dont la couche supraconductrice est de l'YBaCuO. Ils se différencient par la technique utilisée pour le dépôt des couches tampons et supraconductrice. Les rubans fabriqués par *American superconductor* (AMSC) sont élaborés par la méthode de CSD (MOD) soit une déposition chimique en phase liquide alors que les rubans fabriqués par *Superpower*[®] sont élaborés par la méthode de MOCVD soit une déposition chimique en phase vapeur

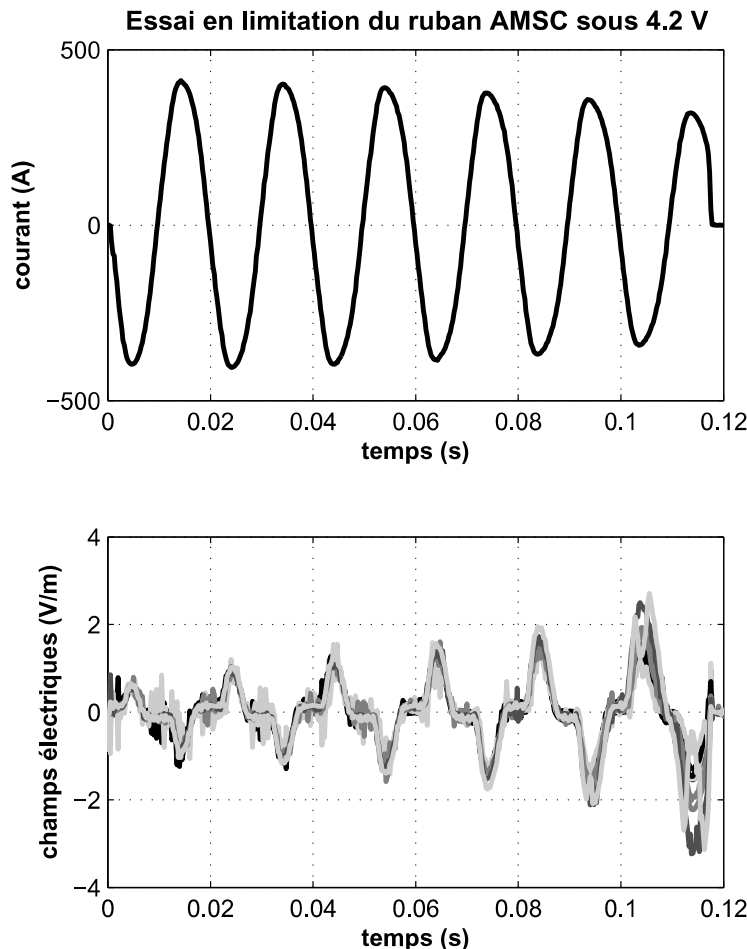
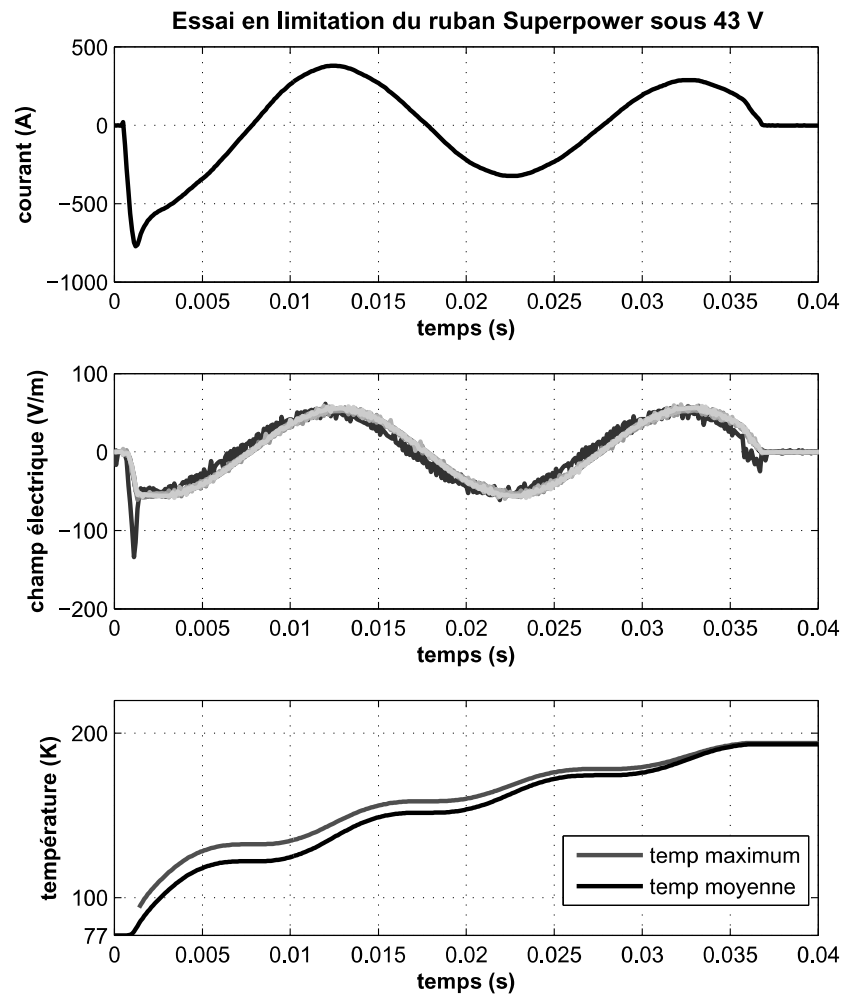


FIGURE I.12 – Essai en limitation de 1 m de conducteur de AMSC à 4,2 V : courant et champs électriques sur plusieurs «trouçons» du conducteur

([Gir06]). Cette différence au niveau de l'élaboration entraîne des comportements différents au niveau de la limitation. De plus, les conducteurs fabriqués par AMSC ont une résistance linéique bien plus faible que ceux fabriqués par *Superpower*[®]. Cette résistance linéique dépend principalement de la couche de *shunt*. Dans le chapitre 2, l'influence de l'épaisseur de *shunt* sur l'homogénéité de la transition est étudiée.

Le conducteur fabriqué par AMSC transite de façon homogène en un seul bloc, dès lors que le courant critique est dépassé. Par exemple, la figure I.12 présente un essai pour une tension de 4,2 V soit un courant de environ 400 A crête. Tout le conducteur transite dès que le courant dépasse son courant critique (autour de 300 A). Le conducteur en provenance de *Superpower*[®] transite de façon homogène uniquement pour des forts courants (par rapport à son courant critique), figure I.13. Lorsqu'il est soumis à un courant proche de son courant critique (faible tension), il transite de façon inhomogène. C'est-à-dire, lorsque le courant est proche de son courant critique, seulement quelques parties du conducteur transitent les autres restent supraconductrices. Cela entraîne des champs électriques élevés sur ces petites portions dissipatives. Cette augmentation de la densité d'énergie influe localement

FIGURE I.13 – Essai en limitation de 1 m de conducteur de *Superpower*® à 43 V

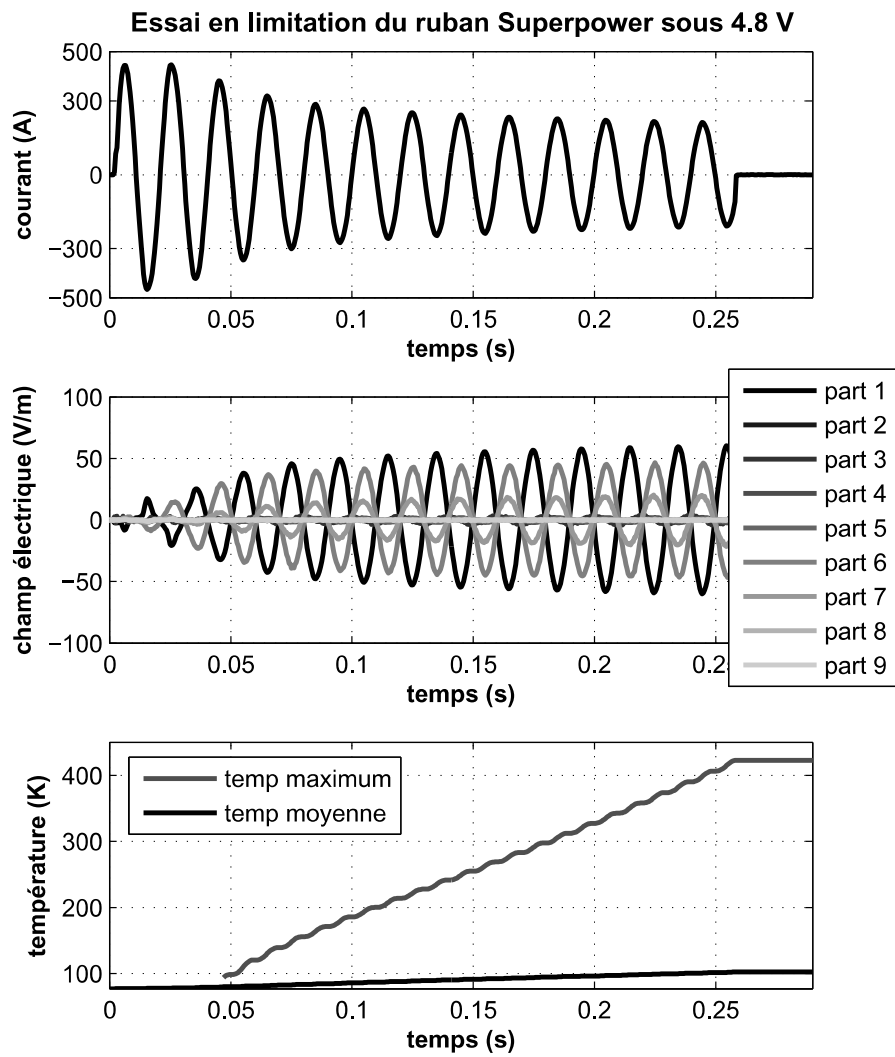


FIGURE I.14 – Essai en limitation de 1 m de conducteur de *Superpower*[®] à 4,8 V

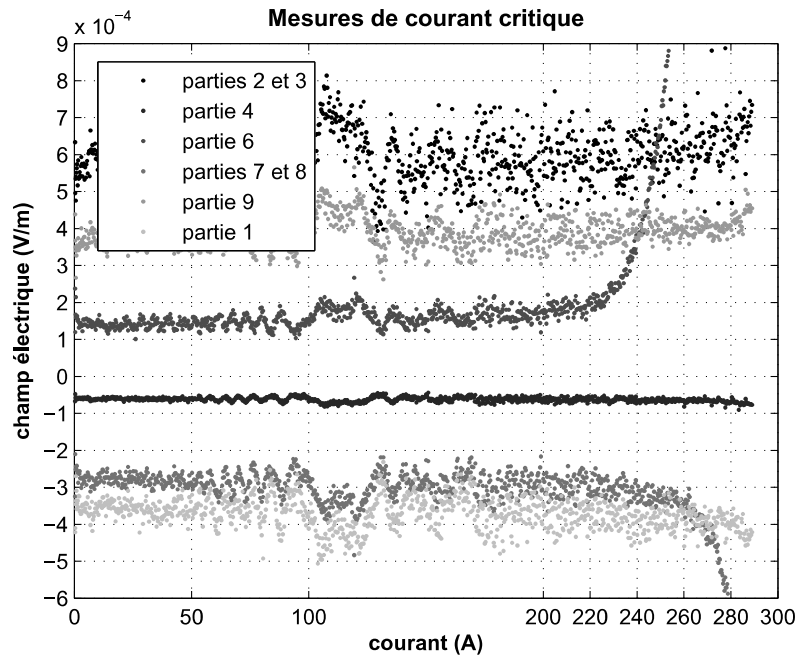


FIGURE I.15 – Mesure de courants critiques en transport

sur la température maximale de ces portions. Des *points chauds* se forment et risquent de détériorer le conducteur. Les figures I.13 et I.14 présentent deux essais : le premier avec un courant *prospectif* important (forte tension) et un autre avec un courant *prospectif* proche du courant critique du conducteur (autour de 350 A environ). Sur la figure I.14, seules trois portions ont transité : les portions 6, 7 et 1. Les autres parties du conducteur ont un champ électrique nul à leurs bornes, elles sont encore supraconductrices. Tandis que sur la figure I.13, le conducteur dans sa totalité a transité. Plusieurs conducteurs de ces deux fabricants ont été testés. On retrouve des comportements similaires. De plus, pour l'essai de la figure I.13, les températures maximale et moyenne se superposent quasiment. Au contraire, pour l'essai de la figure I.14, les températures maximale et moyenne atteignent des valeurs très différentes (autour de 100 K et de 430 K). Le calcul des températures maximale et moyenne confirme la tendance donnée par le calcul des champs électriques.

Pour les courants faibles, les conducteurs peuvent transiter de façon inhomogène. Ceci est dû à l'inhomogénéité du courant critique le long du conducteur. Si le courant de court-circuit ne dépasse pas le courant critique d'une partie du conducteur, celle-ci ne transite pas. Pour confirmer cette constatation, une mesure de courant critique «en transport» a été faite sur le même échantillon que celui utilisé pour les essais en limitation. La mesure de courant critique «en transport» consiste en une mesure «quatre points». Une rampe de courant passe dans l'échantillon alors qu'une mesure de tension (précise au microvolt) est faite sur l'échantillon. On considère que le courant critique est atteint lorsque la tension aux bornes de l'échantillon est égale au champ électrique critique soit $100 \mu V/m$. La figure I.10 décrit la disposition des prises de potentiel pour l'essai de la figure I.14. Les différentes prises de potentiel sont disposées de façon à étudier plus précisément les parties de courant critique les plus faibles du conducteur. La figure I.15 présente les résultats de la mesure

de courant critique sur l'échantillon décrit par la figure I.10 (et utilisé pour l'essai de la figure I.14). Ce sont bien les parties 6 et 7 qui ont un courant critique le plus faible avec respectivement un courant critique d'environ 230 A et 270 A. Ces mêmes parties transitent en premier lors de l'essai en limitation, figure I.14. La partie 1 n'a pas un courant critique particulièrement faible par rapport aux autres parties du conducteur. Néanmoins, elle était parmi les premières parties à transiter lors de l'essai en limitation (cf. figure I.14). Ceci peut être expliqué par l'échauffement dû à l'amenée de courant car la partie 1 est une partie d'extrémité. Ce sont bien les parties qui ont un courant critique plus faibles qui transitent en premier lors des essais en limitation pour un courant de court-circuit proche du courant critique.

Propagation de la transition

Le paragraphe précédent a décrit l'inhomogénéité de la transition comme une inhomogénéité de la température du conducteur. Les parties qui transitent pour un courant inférieur par rapport au reste du conducteur forment des *points chauds*. Ces *points chauds* peuvent chauffer leur voisinage et donc le faire transiter à son tour. De part ce phénomène, la totalité du conducteur pourrait transiter au bout d'un certain temps. L'essai de la figure I.14 a été volontairement prolongé pour étudier ce phénomène. Mais, les parties du conducteur qui transitent au bout de 50 ms sont les mêmes que celles qui transitent au bout de 250 ms. Donc, il ne semble pas avoir de phénomène de propagation de la chaleur le long de l'échantillon à l'échelle de quelques centaines de millisecondes. En effet, la vitesse de propagation mesurée dans [Roy10] est de environ 40 cm/s (valeur élevée). Pour se propager sur un mètre de conducteur, la transition prendrait alors 2,5 s (soit 10 fois plus longtemps que l'essai proposé). Ceci étant dit, on remarquera que la partie 7 ne transite pas dans les premières 40 ms. La partie 7 transite par la suite de l'essai (après 40 ms). Ceci pourrait peut-être s'expliquer par la proximité de la partie 6 qui chauffe depuis quelques millisecondes (état dissipatif). Pour faire un calcul précis, il faudrait connaître exactement la distance entre les sections qui transitent des parties 6 et 7.

I.3.b Modélisation des inhomogénéités du conducteur et validation du modèle

Dans la partie précédente, la transition des rubans supraconducteurs étudiés a été testée expérimentalement. Lors de ces essais en limitation, l'inhomogénéité de la transition a été mise en exergue pour des courants *prospectifs* faibles par rapport au courant critique. Cette inhomogénéité de la transition est due à une inhomogénéité du courant critique le long du conducteur. Le modèle présenté précédemment (paragraphe I.2.b) est développé en partant de ces essais en limitation, de la mesure de courant critique et des paramètres physiques du conducteur.

Dans un premier temps, le modèle est validé pour un courant de court-circuit important par rapport au courant critique.

Le modèle proposé suppose que le conducteur est isotherme sur toute sa longueur et par conséquent que le conducteur transite en un seul bloc. Ceci est vraisemblable pour un courant *prospectif* de défaut très supérieur au courant critique. En effet, l'essai en limitation présenté par la figure I.13 témoigne d'une transition homogène le long du conducteur. Pour

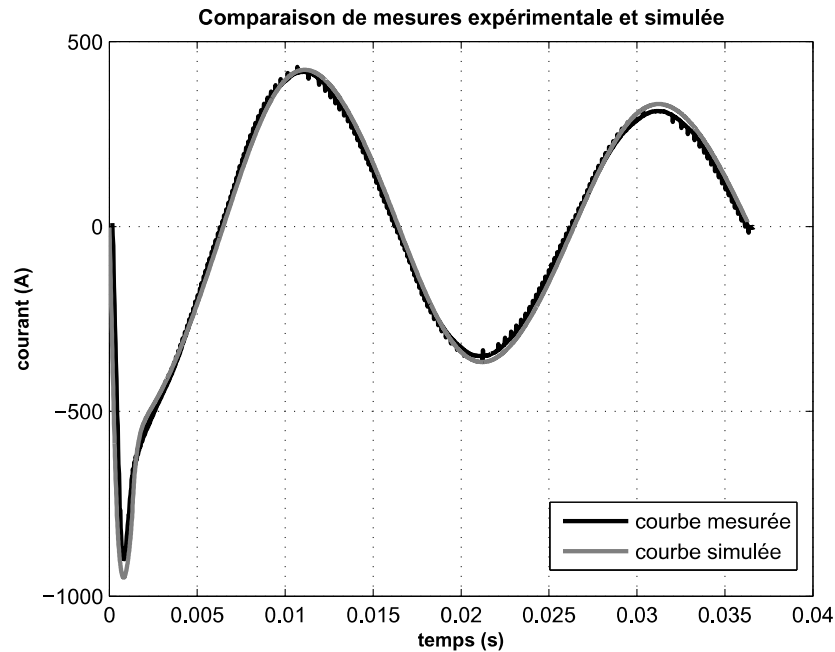


FIGURE I.16 – Comparaison du courant dans le conducteur simulé et mesuré lors d’un essai en limitation pour un courant de défaut bien supérieur au courant critique

des courants de défaut élevés par rapport au courant critique, le conducteur et donc le limiteur de courant supraconducteur peut être modélisé par un seul bloc.

Afin de valider le modèle pour un courant *prospectif* de défaut bien supérieur au courant critique du conducteur, une simulation d’un conducteur de 1 m de long, 12 mm de large et de 380 A de courant critique a été faite. Ne connaissant pas la puissance de court-circuit de l’installation électrique de l’expérimentation (à cause du transformateur à rapport variable), celle-ci a été déduite des courbes expérimentales avant que le conducteur ne transite. De même, l’instant précis du court-circuit n’est pas connu exactement. Les autres paramètres ont été mesurés. Il n’y a donc pas d’autres paramètres ajustables. La figure I.16 présente la comparaison des courants simulés et expérimentaux. Pour un courant bien supérieur au courant critique, le modèle proposé permet de retrouver assez facilement un courant très proche de celui mesuré lors d’un essai en limitation. En effet, dans ce cas, la différence de courant (entre le courant critique du conducteur et le courant de défaut) est nettement plus importante que la variation de courant critique le long du conducteur. Pour un conducteur en bon état, la variation de courant critique le long du conducteur peut atteindre la centaine d’ampères (maximum) soit $0,3I_c$ (0,3 fois le courant critique). Par contre, un courant *prospectif* peut être des dizaines de fois plus élevé que le courant critique du conducteur. Expérimentalement, le court-circuit du transformateur atteint un courant² d’environ 1000 A soit une différence supérieure à $2I_c$. En conséquence, le courant critique maximum est largement dépassé et la totalité de la longueur transite.

2. Cette valeur est inférieure à la valeur réelle du courant de court-circuit du transformateur. Il n’est possible court-circuiter sans aucune limitation du courant l’auto-transformateur (pour des raisons de sécurité).

Par contre, lors de court-circuits fortement impédants, en particulier avec un courant *prospectif* de court-circuit proche du courant critique du conducteur, la valeur maximum du courant pourra être inférieure aux courants critiques maximums entraînant l'absence de transition pour ces zones à courant critique élevé. Par conséquent, dans ce cas, il n'est pas possible de négliger la variation de courant critique dans la modélisation. Afin de prendre en compte cette différence de courant critique le long du conducteur, plusieurs blocs de conducteur de courants critiques différents sont mis en série.

Pour cette validation, cinq blocs de conducteur en série ont été considérés. Aucun échange thermique n'est modélisé entre les différents blocs de conducteur en série. D'une part, ceci peut être justifié puisque la propagation de la transition à l'échelle temporelle et spatiale de l'essai (cf. partie I.3.a) est négligeable. D'autre part, la conduction thermique entre deux parties du conducteur qui ont un courant critique différent, dépend de la différence de température pendant la transition. Par conséquent, si on considère la conduction thermique entre les blocs de conducteur, le nombre de bloc considérés et leur agencement deviennent des éléments importants. Dans l'article [CD12], les auteurs ont fait des simulations avec un modèle équivalent à celui présenté dans cette thèse auquel ils ont rajouté la conduction thermique entre plusieurs blocs de conducteur en série. Plusieurs simulations avec des blocs de conducteur de courant critique différent sont faites pour plusieurs courants *prospectifs* de défaut. Les températures maximales obtenues ne dépendent pas de l'agencement des blocs par rapport à leur courant critique. On peut en conclure que la conduction thermique entre les blocs de conducteur de courant critique différent n'influe que peu ou pas sur la température du conducteur, et donc sur ses caractéristiques, pendant la transition.

D'autre part, pour ces simulations, les échanges thermiques avec le bain d'azote liquide ne sont pas représentés. Des mesures d'échange thermique avec le bain d'azote liquide ont été faites par Tung Nhat Nguyen ([Ngu09]). La puissance d'échange est maximum (140 kW/m^2) pour une Δt de 40 K (différence de température entre le conducteur et le bain d'azote liquide). Cette puissance ramenée à une «puissance d'échange avec l'azote liquide linéique» donne $PL = 140 \text{ kW/m}^2 * 12.10^{-3} \text{ m} = 1.7 \text{ kW/m}$ avec L la largeur du conducteur. Cette «puissance d'échange linéique» est à comparer avec la puissance dissipée par le conducteur pendant la transition soit $EI = 25 \text{ V/m} * 400 \text{ A} = 10 \text{ kW/m}$ pour une différence de température de environ 40 K. Le conducteur dissipe donc plus de puissance que l'échange avec le bain d'azote ne peut en extraire pour la différence de température la plus favorable (échange thermique entre le conducteur et l'azote liquide le plus important). Pour une différence de température plus importante entre le bain d'azote liquide et le conducteur, la puissance d'échange thermique diminue autour de 50 kW/m^2 . Pour la différence de température la plus favorable, le conducteur produit plus de 6 fois plus de chaleur que ce que l'azote liquide peut extraire. Considérer le conducteur adiabatique, c'est-à-dire sans aucun échange de chaleur avec l'azote liquide, n'est donc pas une hypothèse trop forte.

Les courants critiques et les longueurs des cinq blocs de conducteur sont donnés dans le tableau I.1. Ces valeurs ont été déterminées en partie par des mesures de courant critique. La figure I.17 compare les résultats de simulation et les mesures expérimentales d'un essai en limitation.

Les résultats de simulation du modèle sont en adéquation avec les résultats expérimen-

	bout 1	bout 2	bout 3	bout 4	bout 5
courant critique	350 A	360 A	370 A	400 A	420 A
longueur	10 % L_{tot}	15 % L_{tot}	60 % L_{tot}	10 % L_{tot}	5 % L_{tot}

TABLEAU I.1 – Courants critiques et longueurs des blocs de conducteurs

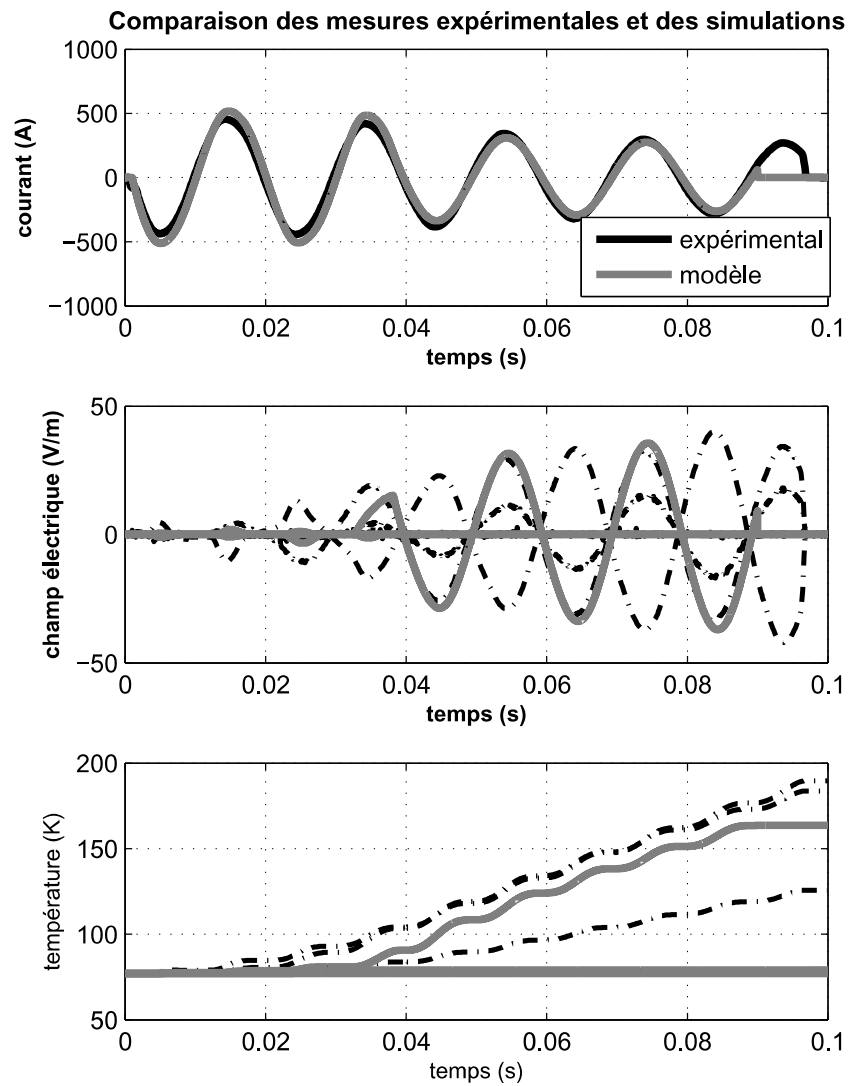


FIGURE I.17 – Comparatif des mesures expérimentales (en noir) et des résultats de simulation (en gris) avec cinq blocs de conducteurs en série pour un courant de défaut proche du courant critique

taux des essais en limitation. Par la suite, ce modèle (un ou plusieurs blocs selon les cas) de la transition du ruban supraconducteur est utilisé pour simuler le comportement d'un limiteur de courant dans le réseau électrique.

I.4 Conclusion

Après avoir présenté la supraconductivité et les conducteurs utilisés, un modèle des rubans supraconducteurs étudiés dans cette thèse est introduit. Une étude expérimentale de la transition du conducteur supraconducteur a permis un développement du modèle. Le modèle est validé par la comparaison des résultats expérimentaux et de la simulation.



Chapitre II

Dimensionnement d'un limiteur de courant supraconducteur

II.1 Limiteurs de courant

DANS LES RÉSEAUX ÉLECTRIQUES, les problèmes liés aux courants de court-circuit sont récurrents. Ceci est d'autant plus vrai avec l'insertion de génération distribuée. Les courants de défaut ne sont limités que par l'impédance de court-circuit. Ils sont interrompus par un disjoncteur. Dans certains cas, il n'existe pas actuellement de disjoncteur étant capable d'ouvrir un courant suffisamment important (cf. partie III.3). Un limiteur de courant pourrait être une solution technologique à ces situations. Dans d'autres cas, l'ouverture du circuit électrique lors d'un défaut est possible avec les disjoncteurs actuels. Le limiteur de courant peut permettre d'augmenter la durée de vie des disjoncteurs en réduisant les contraintes qu'ils subissent. Dans certains cas, les gestionnaires du réseau sont très demandeurs de limiteurs de courant et sont prêts à le payer deux à cinq fois plus cher qu'un disjoncteur ([Eck05]). Le chapitre 3 décrit les intérêts du limiteur de courant pour le réseau électrique. Dans ce contexte, une multitude de types de limiteurs de courant ont vu le jour. Quelques techniques de limitation du courant sont décrites dans les paragraphes suivants.

II.1.a Les différents types de limiteurs de courant

Il y a deux façons de limiter le courant de défaut : soit par l'augmentation permanente de l'impédance du réseau en régime normal – et par conséquent aussi en régime de défaut – («impédance permanente»), soit par l'augmentation temporaire de l'impédance en cas de défaut («impédance déclenchée par le défaut»), cf. [Eck05].

II.1.a-i Limitation par «impédance permanente»

Tout d'abord, la limitation par «impédance permanente» peut être réalisée par des actions sur la topologie du réseau. La réduction du maillage du réseau limite naturellement le courant de court-circuit. Il est donc possible de scinder un réseau en sous-circuits séparés par un niveau de tension plus élevé et de scinder des jeux de barres dans les sous-stations. Par ailleurs, une technique consiste à augmenter la tension d'un tronçon du réseau ce qui revient à en augmenter l'impédance de court-circuit et donc réduire l'amplitude du courant de défaut. D'autre part, la limitation par «impédance permanente» peut être réalisée par des éléments comme des transformateurs à forte impédance ou bien des réactances de limitation. Ce type de limitation fonctionne bien mais présente l'inconvénient majeur de générer des pertes dans le réseau en régime nominal et des chutes de tension (qualité de la tension dégradée).

II.1.a-ii Limitation par «impédance déclenchée par le défaut»

La limitation par «impédance déclenchée par le défaut» compte plusieurs systèmes de limitation. La liste suivante en décrit quelques-uns de manière non exhaustive. Certains de ces éléments sont des techniques utilisées actuellement d'autres ont été proposées sans être véritablement développées.

* **Solution topologique**

Cette solution est un peu particulière par rapport aux autres solutions proposées dans cette partie. Dans certains cas, le courant de défaut est réduit en déconnectant une ou plusieurs sources du réseau en défaut avant de mettre hors tension la partie du réseau en défaut. Il s'agit du *sequential tripping*, cf. [Eck05]. En déconnectant certaines sources du réseau en défaut, le courant de défaut est limité avant l'ouverture de la partie du réseau en défaut.

* **Fusibles** [Odd11]

Le fusible est le limiteur de courant le plus commun. Il est présent dans la basse et moyenne tension (tension maximum autour de 30 / 40 kV). Le fusible a l'avantage d'être rapide (valeurs typiques de l'ordre de la dizaine de millisecondes). Il fonctionne efficacement et est particulièrement peu coûteux. Son unique inconvénient est qu'il n'est pas réutilisable et par conséquent nécessite une intervention humaine pour la remise sous tension. Cette dernière est coûteuse et implique un laps de temps important avant la remise en service du réseau aval.

* ***Is-limiter*** [Eck05]

Cet élément est un fusible qui permet de supporter un courant nominal plus important que les simples fusibles haute tension. Il a été développé par l'entreprise ABB. Le fusible *Is-limiter* consiste en un fusible court-circuité par un autre chemin. Le courant en régime normal ne passe pas par le fusible mais par le chemin en parallèle. Lorsqu'un défaut est détecté, une charge explose et ouvre le chemin en parallèle du fusible. Le courant de défaut passe alors dans le fusible. Cet élément est adaptable : le fusible peut avoir différents dimensionnements et plusieurs *Is-limiters* peuvent être mis en parallèle. Selon [ABB], cet élément peut monter jusqu'à 40 kV en tension nominale, 5 kA en courant nominal et 210 kA en pouvoir de coupure.

* **Limiteurs de courant à base de semiconducteurs**

Plusieurs montages très variés utilisant de l'électronique de puissance existent. Le *solid state fault current limiting circuit breaker* est un des plus courants. Il utilise comme élément de coupure des IGBT placés sur la branche continue d'un pont redresseur de diodes. Un tel système est conçu pour développer une tension deux à trois fois supérieure à la tension nominale en moins d'une milliseconde. Pour la moyenne tension, plusieurs modules peuvent être placés en série, [KKK⁺03]. D'autres systèmes ont été développés comme par exemple des systèmes résonants [GCB10].

Par ailleurs, il est aussi possible d'utiliser les convertisseurs comme limiteurs de courant. Dans [Pel07], la structure de convertisseur connectée en série sur le réseau est utilisée comme limiteur de courant.

* **Matériau à *positive temperature coefficient*** [SSGR⁺99]

Certains polymères à bases de borure, siliciure et carbure ont la propriété d'avoir une résistivité faible à température ambiante et une résistivité très importante à haute température (autour de 130°C) c'est-à-dire que le coefficient directeur de leur résistivité en fonction de la température (*Ptc*, *positive temperature coefficient*) est important. En cas de défaut, l'élément *Ptc* chauffé par le courant de court-circuit, voit sa résistivité augmenter de façon significative. Les applications ciblées seraient plutôt développées pour de la moyenne tension et faibles courants (primaire d'un transformateur par exemple). Ce type de limiteur de courant est proche du limiteur de courant supraconducteur résistif de par son fonctionnement (II.1.b-ii).

*** Limiteur à base de métal liquide [NTK04]**

Ce limiteur est original et marginal. Lors d'un défaut, le métal liquide est soumis à une force magnétique qui le déplace entre deux barres d'un matériau très résistif. Par conséquent, la résistance du limiteur de courant augmente. Un fois le défaut supprimé, le liquide métallique retourne à sa position initiale c'est-à-dire entre deux contacts bons conducteurs.

*** Limiteurs à base de matériaux supraconducteurs**

Les limiteurs de courant à base de matériaux supraconducteurs sont très variés. Ils sont décrits de façon détaillée dans la partie suivante II.1.b.

II.1.b Limiteurs de courant supraconducteurs et exemples

Il y a deux sortes de limiteurs de courant supraconducteurs (SCFCL) : les limiteurs sans transition du conducteur supraconducteur et les limiteurs basés sur la transition du conducteur supraconducteur, [Tix13] [Eck05] et [Eck08].

II.1.b-i Limiteurs de courant supraconducteurs sans transition du matériau supraconducteur

Ces SCFCL utilisent les pertes nulles ou quasi-nulles des conducteurs supraconducteurs. Après un défaut, ils ne nécessitent donc pas de temps de récupération. Ils sont donc immédiatement réutilisables. Ces dispositifs n'utilisant pas la propriété de la transition des supraconducteurs, pourraient être développés avec des conducteurs non supraconducteurs. Dans ce cas, l'utilisation de conducteurs supraconducteurs permet de réduire les pertes en régime normal d'utilisation.

*** Inductance désaturable**

Ce limiteur est un transformateur dont le primaire est connecté au réseau électrique à protéger et le secondaire est constitué d'un enroulement supraconducteur alimenté en courant continu qui sature le circuit magnétique. Ce limiteur est basé sur le fait qu'une inductance varie selon son état de saturation. La valeur de l'inductance diminue lorsque le circuit magnétique sature et augmente lorsque le circuit magnétique désature. En régime de défaut, le courant de défaut désature le circuit magnétique en compensant les Ampère-tours générés par le bobinage supraconducteur. Pour un courant alternatif, deux bobines sont nécessaires pour compenser les Ampère-tours «continus» du supraconducteur (figure II.1). Cette structure de limiteur permet de réduire les pertes cryogéniques par l'absence d'amenées de courant et par l'utilisation

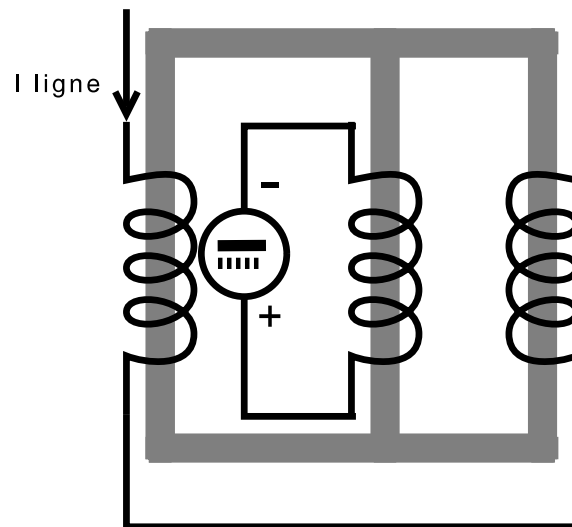


FIGURE II.1 – Limiteur supraconducteur basé sur le principe d'une inductance désaturable

du courant continu (très faibles variations de courant dans le supraconducteur ce qui limite les pertes AC de ce dernier). L'inconvénient principal de ce limiteur est son encombrement et surtout son poids.

En mars 2009, la société américaine Zenergy Power a développé et installé avec succès un limiteur de ce type à la sous-station de Shandin à San Bernardino aux États Unis en Californie. Ce limiteur a une tension nominale de 15 kV, un courant nominal de 800 A. Il est réalisé avec des conducteurs de BSCCO et a un poids total de 40 t. Son système de refroidissement a une puissance de 300 W à 77 K, [Eck09]. La société Innopower a développé un limiteur de ce type de 220 kV et 300 MVA. Le courant nominal de ce SCFCL est de 800 A. Il pèse 120 t et occupe 576 m³.

* Inductance dans un pont redresseur

Ce limiteur est constitué d'un pont redresseur à diodes ou thyristors. Une bobine supraconductrice en série avec une source de courant continue est insérée dans ce pont redresseur (figure II.2). Lorsque le courant de ligne est inférieur au courant I_0 , toutes les diodes sont passantes. La chute de tension totale du dispositif dépend de la chute de tension aux bornes des composants semiconducteurs. Lorsque le courant de ligne dépasse la valeur du courant I_0 , les diodes se bloquent alternativement (deux par deux, selon le signe du courant). Le courant passe alors à travers l'inductance qui le limite par son inductance. La bobine supraconductrice ne doit pas transiter.

Un limiteur de courant de ce type (10.5 kV / 1.5 kA) a été installé dans un poste en Chine en 2005 ([MLX06]).

II.1.b-ii Limiteurs de courant supraconducteurs avec transition du matériau supraconducteur

Les deux types de limiteurs de courant supraconducteurs suivants utilisent la transition du matériau supraconducteur soit pour déclencher soit pour limiter directement le courant.

* Limiteur inductif

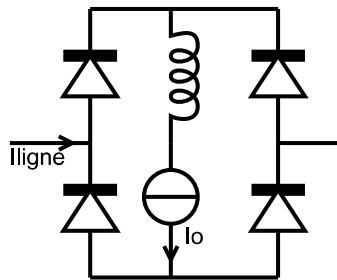


FIGURE II.2 – Limiteur supraconducteur avec une bobine supraconductrice insérée dans un pont redresseur

Ce limiteur est un transformateur en court-circuit placé en série dans le réseau électrique. Le primaire qui supporte le courant de ligne est en général bobiné d'un enroulement de cuivre alors que le secondaire est constitué de matériau supraconducteur (rubans ou massifs). Lors d'un défaut, la forte augmentation de courant fait transiter le matériau supraconducteur. Par conséquent, le transformateur passe d'un fonctionnement en court-circuit (régime normal) à un fonctionnement quasiment à vide (régime de défaut). Ainsi, lors d'un défaut, l'impédance vue du réseau augmente notablement. Elle est inductive.

L'avantage principal de ce type de limiteur de courant est l'absence d'amenée de courant. Ceci permet de réduire les pertes cryogéniques. De plus, pour adapter le bobinage supraconducteur au courant de ligne, il suffit de jouer sur le nombre de tours d'enroulements. Ce limiteur a l'inconvénient majeur d'induire des pertes en régime normal. De plus, son encombrement et son poids importants dus au circuit magnétique sont un inconvénient non négligeable.

Le tout premier limiteur installé était un limiteur inductif construit par ABB en 1996. Maintenant, l'étude et le développement de ce type de limiteur est moins courant du fait de son encombrement et de son poids (quatre fois plus qu'un limiteur résistif), [Eck05].

* Limiteur résistif

Ce limiteur est le plus simple pour son principe. Il consiste à insérer un conducteur supraconducteur en série dans le réseau électrique. C'est l'accroissement brutal du courant en cas de défaut qui déclenche la transition du matériau supraconducteur. Selon l'emplacement occupé par le limiteur, son impédance en cas de défaut peut être trop importante par rapport aux contraintes du réseau (système de protection notamment). Pour cela, il est possible d'insérer une impédance à ses bornes (figure II.3). Cette impédance en parallèle peut être utilisée pour limiter le courant quand l'élément supraconducteur a été déconnecté (par exemple pour des raisons de température du matériau supraconducteur). De plus, cette impédance en parallèle peut rester connectée pendant le temps de récupération du matériau supraconducteur ou bien pendant les cycles rapides des protections du réseau.

Le projet Eccoflow a pour but d'insérer un limiteur de courant résistif dans le réseau européen. Ce projet est détaillé dans la partie II.2. Ce type de limiteur de courant est le limiteur étudié dans cette thèse.

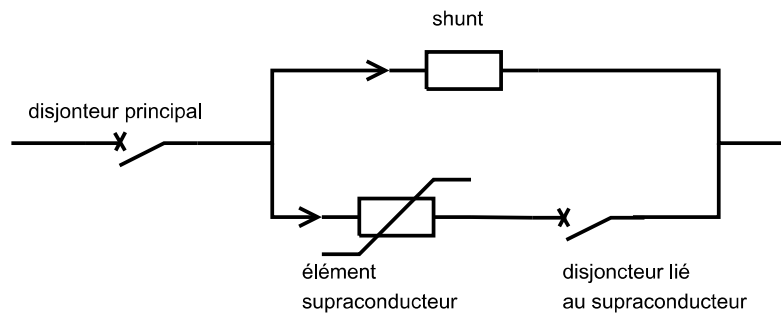


FIGURE II.3 – Limiteur supraconducteur résistif avec son impédance de court-circuit et ses disjoncteurs

II.1.c Comparatif des différents limiteurs de courant

Il est difficile de comparer les différentes technologies présentées dans les deux paragraphes précédents. On tente néanmoins de les comparer avec les caractéristiques suivantes :

- les pertes en régime normal de fonctionnement,
- le déclenchement soit actif, c'est-à-dire déclenché par un capteur, soit passif, c'est-à-dire déclenchement dû à une propriété d'un matériau (sans capteur),
- le temps de récupération,
- l'encombrement et le poids,
- la sûreté,
- le niveau de tension et de courant.

Dans le tableau II.1, le sigle MT signifie *moyenne tension* c'est-à-dire entre 1 kV et 50 kV. On considère que les technologies pour la moyenne tension sont dimensionnées pour quelques dizaines de kilovolts.

Les pertes dans le réseau électrique doivent toujours être les plus faibles possibles. Cependant, les pertes dues aux limiteurs de courant (quelqu'ils soient) sont faibles et ne semblent pas être un facteur limitant pour l'insertion de limiteurs de courant dans le réseau. En général, les limiteurs de courant ont une efficacité proche ou supérieure à 99 %, [Eck08]. De plus, dans certains cas, l'ajout d'un limiteur de courant permet de supprimer des réactances qui servent à limiter les courants de court-circuit. Néanmoins, réduire les pertes AC des matériaux supraconducteurs et les pertes dues aux composants semi-conducteurs permettrait de réduire la taille, le poids et donc le coût de ces systèmes.

Le temps de récupération est un élément important selon le positionnement du limiteur dans le réseau électrique. En effet, le positionnement d'un limiteur au niveau du couplage d'un jeu de barres ne nécessite pas un temps de récupération rapide par rapport à un limiteur situé en série avec un transformateur. Les limiteurs supraconducteurs qui utilisent la transition du matériau supraconducteur, nécessitent un temps de récupération bien plus long que les limiteurs à base de composants électroniques. Il serait possible de réduire leur temps de récupération en augmentant la longueur du conducteur ce qui implique une augmentation du volume et du poids du limiteur ainsi que des pertes cryogéniques. L'insertion d'un *shunt* (en parallèle du limiteur) permet d'une part de réduire l'augmentation de la température du matériau supraconducteur (et donc de réduire le temps de récupération)

et d'autre part de court-circuiter le limiteur lorsque celui-ci est en train de récupérer.

Enfin, certains types de limiteurs introduisent des distorsions dans le réseau électrique lorsqu'ils limitent. Les limiteurs résistifs introduisent une distorsion uniquement pendant la transition supraconductrice. Un fois le matériau à l'état normal, ce dernier se comporte comme une impédance (selon résistance ou inductance). Par contre, les limiteurs à inductance désaturable par exemple introduisent une distorsion du fait de la non-linéarité des matériaux magnétiques. Pour finir, les limiteurs à base d'électronique de puissance peuvent introduire des harmoniques dues aux changements d'état des composants semi-conducteurs.

Ce comparatif n'est pas complet. Bien d'autres caractéristiques et critères pourraient faire l'objet de comparaisons. La technologie du limiteur de courant supraconducteur de type résistif est simple, fiable, peu encombrante et génère peu de pertes dans le réseau électrique. Grâce à ses atouts et son potentiel, l'intégration de cette technologie dans les réseaux électriques est probable. Ceci est l'objet de cette thèse.

Limiteur	Pertes en régime permanent	Déclenchement	Récupération	Encombrement	Sûreté après défaillance	Niveau de tension / courant
fusible	négligeables	passif	nécessite d'être remplacé	très faible	oui	MT (40 kV / 2.5 kA pour Is-limiter)
<i>solid state</i> (électronique de puissance)	pertes des composants semi-conducteurs (environ 2 W/kVA)	actif	immédiate	dizaines de m^3	non	15 kV / de l'ordre de quelques kA
métaux liquides	/	passif	environ 100 ms	faible	/	1 kV / 1 kA
Inductance désaturable	courant nécessaire pour saturer l'inductance (très faible si supraconducteur)	passif	immédiate	important (dizaines de tonnes)	oui	MT / de l'ordre de quelques kA
Inductance dans un pont redresseur	pertes dues aux matériaux semi-conducteurs	passif	immédiate	/	non	MT/ de l'ordre de quelques kA
Inductif	pertes dues à l'inductance	passif	de l'ordre de la seconde à plusieurs dizaines	important (de l'ordre de plusieurs tonnes)	oui	de l'ordre de quelques kV / de l'ordre de quelques centaines d'Ampères
Résistif	pertes AC du supraconducteur	passif	de l'ordre de la seconde à plusieurs dizaines	plutôt petit (quelques m^3)	oui	MT / de l'ordre de quelques kA

TABLEAU II.1 – Comparatif des différents types de limiteurs de courant

II.2 Projet Eccoflow

Cette thèse s'est déroulée dans le cadre du projet européen Eccoflow (*development and field testing of an Efficient YBCO Coated COnductor based Fault Current Limiter for Operation in electricity netWORKs*, www.eccoflow.org). Ce projet regroupe 15 partenaires. Le but de ce projet est de développer, tester et enfin installer dans un réseau de moyenne tension un limiteur de courant supraconducteur de type résistif. L'innovation de ce projet porte sur l'utilisation de supraconducteurs nouvellement disponibles avec des performances acceptables : les conducteurs déposés haute température critique à base d'YBaCuO. La particularité de ce projet est que le limiteur de courant développé doit convenir pour deux emplacements différents. La figure II.4 présente et situe en Europe le projet Eccoflow.

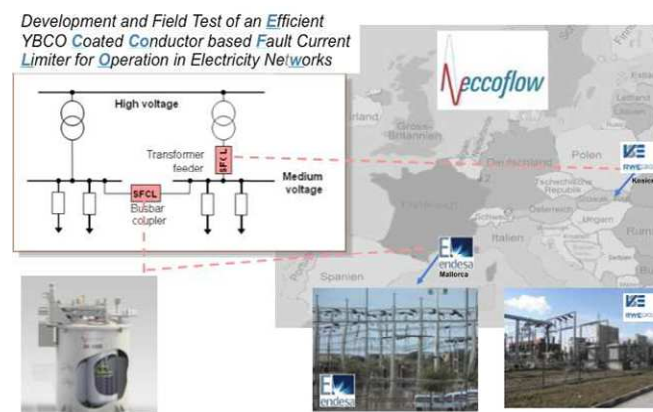


FIGURE II.4 – Présentation du projet européen Eccoflow

II.2.a Deux sites d'installation

Après avoir été testé en laboratoire, le limiteur de courant développé sera installé dans un premier temps en Espagne à Palma de Mallorca, puis dans un second temps, en Slovaquie à Kosice.

Le gestionnaire de réseau ENDESA, en Espagne, installera le limiteur de courant dans une sous-station passant la tension de 66 kV à 15 kV au niveau du couplage de deux jeux de barres. La figure II.5 présente cet emplacement. Les deux jeux de barres sont couplés actuellement par un interrupteur normalement ouvert étant donné le courant de défaut important quand il est fermé. Le limiteur de courant sera connecté de manière à ce que les deux jeux de barres puissent être connectés l'un à l'autre. Les principaux intérêts de cet emplacement sont les suivants :

- les deux transformateurs en parallèle permettent une impédance de réseau plus faible (donc une puissance de court-circuit plus importante) et une meilleure qualité de la tension,
- meilleur équilibrage des charges entre les transformateurs,

- tout en couplant en régime permanent, en cas de défaut, la forte tension aux bornes du limiteur permettra le maintien de la tension sur le jeu de barres sain,
- les deux jeux de barres peuvent être reliés sans que cela implique une augmentation importante des courants de défaut sur d'autres éléments du réseau (jeux de barres, lignes, etc).

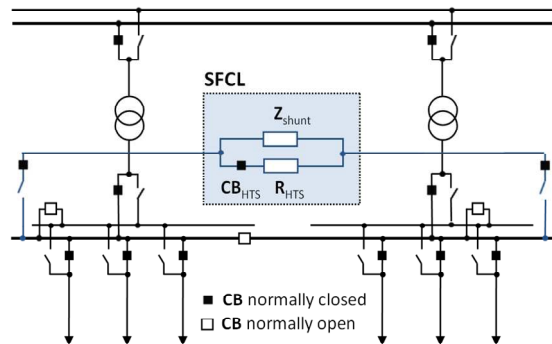


FIGURE II.5 – Emplacement du SCFCL dans le réseau de distribution à Mallorca (jeux de barres amonts et avals, respectivement 66 kV et 15 kV)

Le gestionnaire de réseau VSE, en Slovaquie, installera le limiteur de courant du côté de la moyenne tension d'un transformateur de haute tension en moyenne tension (110 / 22 kV) (figure II.6). Le but de ce positionnement est de limiter le courant de court-circuit du jeu de barres et du départ. Les principaux intérêts de cet emplacement sont les suivants :

- contraintes réduites sur les éléments de la moyenne tension (départ, jeux de barres, disjoncteurs, transformateurs de courant et de tension),
- allongement de l'espérance de vie des équipements,
- réduction des coûts de maintenance.

II.2.b Caractéristiques du projet

Le tableau II.2 résume les caractéristiques pour les deux emplacements décrits ci-dessus ainsi que les caractéristiques retenues pour le limiteur de courant qui conviendront aux deux emplacements. Ceci est possible grâce à la flexibilité, la robustesse et la conception modulaire du limiteur de courant construit à base de supraconducteurs déposés haute température critique de seconde génération.

Dans ce projet, le CNRS est impliqué dans les tests des conducteurs supraconducteurs ainsi que la modélisation de leur transition et dans le dimensionnement du limiteur. Le CNRS est fortement engagé dans l'étude de l'insertion du SCFCL dans des réseaux électriques.

II.2.c Dimensionnement du limiteur

Les caractéristiques exigées par les gestionnaires de réseau pour le limiteur de courant dépendent fortement de la localisation du limiteur. Son dimensionnement dépend beaucoup

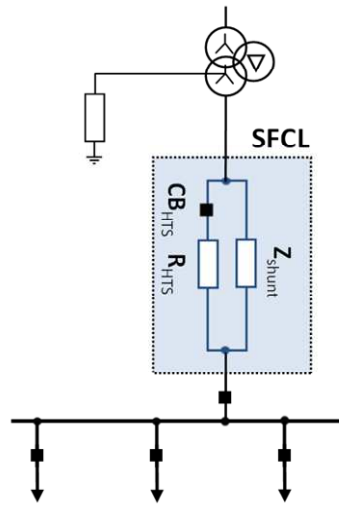


FIGURE II.6 – Emplacement du SCFCL dans le réseau de distribution à Kosice

de sa fonction dans le réseau.

II.2.c-i Courants caractéristiques

Il y a différents courants qui jouent dans le dimensionnement du limiteur. Tout d'abord, il y a le courant critique du supraconducteur, I_c , valeur pour laquelle le champ électrique vaut $100 \mu\text{V/m}$ le long du conducteur. Pour le limiteur de courant, le courant de «transition» est plus élevé que le courant critique. Cette valeur correspond au courant pour lequel l'équilibre thermique entre le bain d'azote et le conducteur ne se fait plus c'est-à-dire qu'il y a élévation très importante de la température au-delà de ce courant. Selon [TN10], ce courant est supérieur à $1,2I_c$. D'autre part, il y a le courant *prospectif*, courant du réseau non limité c'est-à-dire le courant qu'il y aurait sans limiteur de courant en cas de défaut.

caractéristiques	site 1	site2	ECCOFLOW
tension nominale efficace (kV)	16,5	24	24
courant nominal efficace I_n (A)	1000	1005	1005
courant <i>prospectif</i> maximum (kA)	21,7	25,6	25,6
courant premier pic maximum (kA)	10,8	17	10,8
courant limité I_{lim} efficace (kA)	$1.5 \leq I_{lim} < 4$	$1.5 \leq I_{lim}$	$1.5 \leq I_{lim} < 4$
impédance de réseau (Ω)	2	1.4	1.4
rapport X/R	7,77	20,1	20,1
temps de récupération (s)	<30	<30	<30
tenue en tension (kV)	50	50	50
tension de choc (kV)	125	125	125

TABLEAU II.2 – Caractéristiques du projet Eccoflow

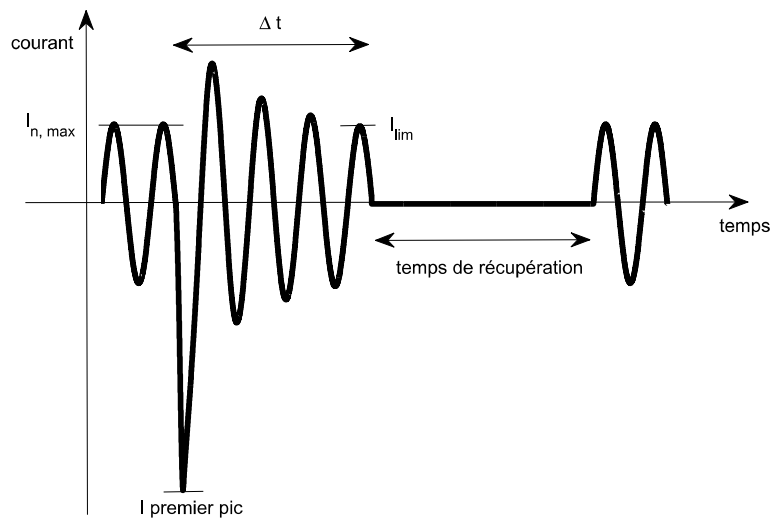


FIGURE II.7 – Forme d'onde du courant d'un limiteur de courant supraconducteur de type résistif. Les courants présentés sont $I_{n,max}$, la valeur maximum du courant nominal, $I_{premier\ pic}$, le courant maximum atteint lors du premier pic après le défaut et I_{lim} , le courant limité. Le temps de limitation du limiteur supraconducteur, Δt , et le temps de récupération de l'état supraconducteur sont aussi présentés sur cette figure.

Ce dernier dépend de la tension, de l'impédance de court-circuit du réseau et de l'instant de court-circuit. Il y a aussi le courant nominal de la ligne, I_n . En conditions normales d'utilisation, ce courant peut être dépassé pendant une durée courte et limitée. Cette élévation peut être due par exemple au démarrage d'un moteur ou à la mise sous tension d'un transformateur. Ces courants maximaux, $k_a I_n$, en conditions normales doivent rester inférieurs au courant de «transition». De plus, il y a le courant de «limitation», I_{lim} qui est une donnée des gestionnaires de réseau en fonction de l'emplacement du limiteur dans le réseau et des protections qui l'entourent. Deux valeurs se dégagent : le courant du premier pic (courant maximum atteint) et le courant limité I_{lim} (au bout d'un certain temps). Ce courant correspond au courant passant dans le limiteur auquel il faut ajouter le courant dans l'impédance de *shunt* (cf. figure II.3) s'il y en a une. La figure II.7 résume ces grandeurs et le tableau II.2 donne les valeurs de ces grandeurs du projet Eccoflow.

Le dimensionnement du limiteur se fait en deux étapes : adaptation du conducteur au courant du réseau et adaptation de la longueur du conducteur par rapport à la tension et aux contraintes thermiques.

II.2.c-ii Nombre de conducteurs en parallèle

Le nombre de conducteurs en parallèle est déterminé de la manière suivante. Le courant maximum en conditions normales d'utilisation doit rester inférieur au courant critique du limiteur (c'est-à-dire le courant critique des conducteurs multiplié par le nombre de conducteurs). Le nombre de conducteurs en parallèle doit vérifier l'expression suivante : $n > \frac{k_a \sqrt{2} I_n}{I_c}$, I_n étant le courant nominal efficace de la ligne et I_c le courant critique du

conducteur supraconducteur (valeur maximale).

II.2.c-iii Longueur des conducteurs

La longueur minimale du conducteur est déterminée soit par les contraintes thermiques soit par le courant de limitation. Pour calculer la longueur minimale imposée par les contraintes thermiques, $L_{thermique}$, on suppose que le conducteur est dans des conditions adiabatiques et transite de façon homogène (transition en bloc). Par conséquent, toute l'énergie dissipée en phase de limitation augmente la température du conducteur. De plus, la section du conducteur n'est pas choisie. Elle est fixée par le choix du conducteur. La longueur minimale du conducteur du limiteur peut être calculée de la façon suivante, [Tix13] :

$$L_{thermique} = V \sqrt{\frac{\Delta t}{\int_{T_0}^{T_{max}} C_p(\theta) \rho(\theta) d\theta}}$$

avec V , la valeur efficace de la tension aux bornes du limiteur, ρ , la résistivité du conducteur, Δt , le temps de limitation, T_0 , la température du bain d'azote liquide soit 77 K, T_{max} , la température maximale atteinte au bout de Δt et C_p , la capacité thermique. Pour diminuer la longueur nécessaire de conducteur, il est possible de diminuer le temps de limitation Δt . Le conducteur aura alors moins le temps de chauffer. Une autre possibilité est d'augmenter la résistivité du conducteur ρ . La diminution de la tension V est aussi une solution pour diminuer la longueur du conducteur. Cette tension peut être diminuée en diminuant l'impédance globale du limiteur de courant supraconducteur en insérant une impédance de *shunt* en parallèle de l'élément supraconducteur (cf. figure II.3). Ce *shunt* est en général dimensionné par rapport au courant de limitation I_{lim} souhaité.

La longueur minimale du conducteur est fixée par le courant de limitation maximal. Ce courant doit être inférieur à 4 kA dans le cadre du projet Eccoflow. Cette longueur, $L_{limitation}$, se calcule de la manière suivante :

$$L_{limitation} = \frac{V \sqrt{2} S_{sc}}{I_{lim} \rho}$$

avec S_{sc} , la surface du conducteur (multipliée par le nombre de conducteurs en parallèle) et I_{lim} , le courant de limitation.

En général, la longueur du conducteur est imposée par la longueur thermique $L_{thermique}$.

D'autre part, la longueur du conducteur joue sur le temps de récupération de l'état supraconducteur du conducteur après une limitation. Plus la température pendant la limitation a été élevée, plus le temps de récupération sera long ([TN10]). Pour échapper à cela, le *shunt* en parallèle du limiteur permet de diminuer la température avant déconnexion du limiteur (cf. figure II.3). Ainsi, lorsque il y a un défaut, le limiteur transite, puis au bout d'environ 100 ms, le limiteur est mis hors tension et le courant ne passe plus que dans le *shunt*. Avec une telle exploitation de la structure (SCFCL et *shunt* en parallèle), le temps de récupération n'est plus un problème.

Ce dimensionnement analytique est complété par un dimensionnement numérique. Ce dernier a été fait à l'aide de Matlab Simulink.

Pour toutes les simulations présentées par la suite, un dimensionnement analytique et numérique au préalable ont été faits.

	bloc 1	bloc 2	bloc 3	bloc 4	bloc 5
5 blocs	320 A	340 A	360 A	380 A	400 A
en série	10 % L_{tot}	20 % L_{tot}	10 % L_{tot}	20 % L_{tot}	40 % L_{tot}
2 blocs	320 A	-	-	-	400 A
en série	10 % L_{tot}	-	-	-	90 % L_{tot}

TABLEAU II.3 – Caractéristiques des limiteurs en série

II.2.d Ruban supraconducteur

Deux rubans ont été proposés : l'un provenant de la société *Superpower*[®] et l'autre provenant de la société *American Superconductor*[®]. Le conducteur en provenance de la société *Superpower*[®] (substrat non magnétique) a été retenu pour ses pertes en courant alternatif (0.05 W/m pour un courant critique de 300 A et une température de 77 K) moins importantes même si le conducteur en provenance de la société *American Superconductor*[®] montre une transition beaucoup plus homogène. Cependant, grâce au dimensionnement de la couche de *shunt* du conducteur (couche d'argent), le fonctionnement du conducteur *Superpower*[®] peut être «sécurisé» malgré son inhomogénéité.

II.2.d-i Influence des défauts impédants sur l'homogénéité de la transition d'un conducteur

Dans la partie I.3.a, le conducteur en provenance de la société *Superpower*[®] a été remarqué pour l'inhomogénéité de sa transition pour des courants de court-circuit proches du courant critique du conducteur, c'est-à-dire proches du courant nominal. Ces courants de court-circuit sont le résultat d'un défaut impédant. Or, 70 % des défauts sont des défauts monophasés et / ou impédants qui génèrent des courants proches du courant nominal de la ligne ([É94]). Il est donc important que le limiteur de courant puisse supporter de tels défauts. Même si aucun conducteur n'a été détérioré par une élévation de température trop importante au cours des tests en limitation, des simulations ont été faites pour essayer de modéliser l'inhomogénéité du conducteur et déterminer quelles températures maximales le conducteur pourrait atteindre en cas de défaut impédant.

De façon à modéliser l'inhomogénéité du courant critique, nous avons considéré dans un premier temps deux, puis cinq blocs en série avec des courants critiques différents (cf. partie I.3.b). La valeur des courants critiques a été choisie de façon arbitraire tout en s'inspirant néanmoins des mesures expérimentales (20 % de différence de courant critique sur un échantillon de 20 cm de long, mesure au *Cryoscan*[®], figure I.4). Le tableau II.3 présente les différents courants critiques choisis ainsi que les longueurs en pourcentage de la longueur totale (longueurs de tous les limiteurs additionnées). Les autres données des différents limiteurs sont identiques (capacité thermique, température critique, résistivité, etc). À l'instar de la partie I.3.b, la conduction thermique entre les différents limiteurs n'est pas prise en compte dans ces simulations et le nombre de «limiteurs en série» dont le courant critique est «homogène» est défini arbitrairement. Comme le prouvent les résultats de l'article [CD12], cette hypothèse n'est pas trop forte.

Toutes les simulations présentées dans cette partie sont faites dans les conditions du projet Eccoflow. Le limiteur de courant est mis hors tension au bout de 120 ms. Le défaut

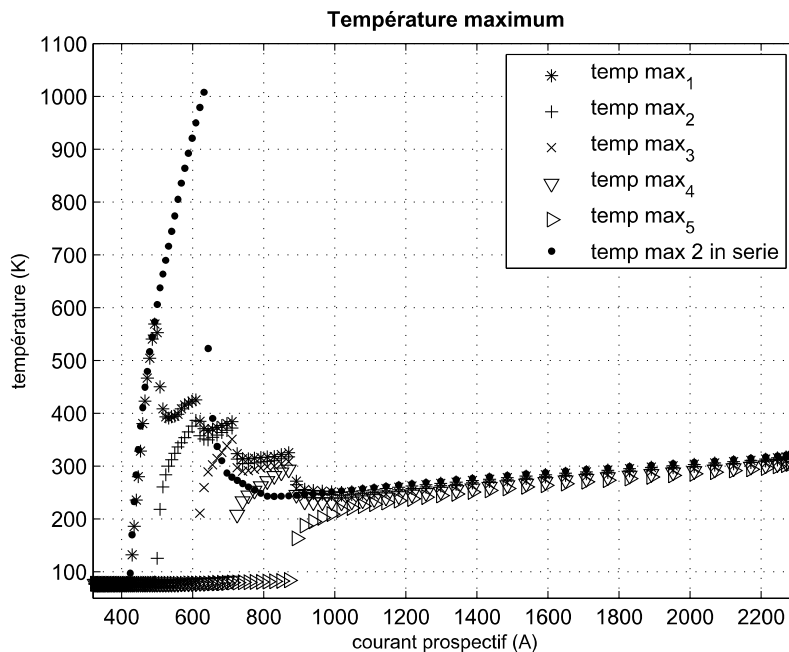


FIGURE II.8 – Températures maximum pour 5 blocs et 2 blocs en série pour une épaisseur de la couche de *shunt* de $3 \mu\text{m}$

est asymétrique (courant de défaut maximum). Les données du réseau sont celles du projet Eccoflow (cf. tableau II.2). L'impédance du défaut varie d'une valeur nulle (court-circuit franc) à 10Ω (soit un courant de défaut égal à $0,3 I_n$) par pas de $0,1 \Omega$. Le nombre de conducteurs, la longueur totale et la valeur d'impédance de *shunt* sont calculés comme décrit dans la partie II.2.c de telle sorte que pour un court-circuit franc la température maximale atteinte soit de 300 K et que le limiteur de courant respecte les spécifications du projet Eccoflow.

Le figure II.8 présente les résultats de ces simulations. Pour chaque simulation, la température moyenne dans chaque bloc est calculée. Celle-ci est maximale juste avant que le limiteur soit mis hors tension (soit à 120 ms après le défaut). La figure II.8 présente la valeur maximale de cette température moyenne pour chaque simulation et pour chaque bloc. Pour les deux blocs en série, seulement la température du bloc ayant le courant critique le plus faible est représentée (cette température est la plus élevée).

Pour un court-circuit franc, la température maximale est de 300 K telle que le limiteur de courant a été dimensionné. Pour des défauts très impédants (au delà de $7,5 \Omega$ résistif), la température maximale est de 77 K car le courant de défaut n'est pas suffisamment important pour que le limiteur de courant transite. La température maximale pour les simulations avec deux blocs en série est d'environ 1000 K pour une impédance de court-circuit de environ 5Ω . Lorsque que l'on prend en compte plus de blocs (par exemple 5 blocs par rapport à 2), le pic de température maximale diminue. Il est important de remarquer l'impact du nombre de blocs considérés sur la température maximale atteinte. Les résultats suivants donnent une tendance et une borne supérieure de la température maximale qui pourrait être atteinte. Cependant, dans [CD12], les auteurs ont fait des simulations avec

100 blocs en série et en changeant la distribution de courant critique. Dans cet article, ils montrent que l'influence de la distribution du courant critique n'a pas d'effet sur la température atteinte. Pour une épaisseur de la couche de *shunt* équivalente à la notre, les températures atteintes sont très proches. Nous pouvons en déduire donc que le nombre de blocs considérés n'est pas si influent sur la température atteinte en fin de période de limitation (selon autour de 100 ms). Néanmoins un nombre minimal de blocs (5 blocs est un bon compromis) est nécessaire pour décrire correctement le phénomène.

Le courant de court-circuit (impédance de court-circuit) correspondant au courant critique du bloc 1 (cf. tableau II.3) peut être lu sur le graphique II.8. Cette impédance de court-circuit vaut environ 7.5Ω (soit environ 400 A). Pour les autres blocs, il n'est pas possible de lire l'impédance (courant) équivalente au courant critique étant donné qu'il y a d'autres blocs qui ont déjà transité. En effet, comme ils ont transité, leur impédance ne peut pas être négligée. D'autre part, on peut noter que les courbes de températures maximales pour les simulations avec cinq blocs en série présentent des «pics intermédiaires» qui correspondent à la transition successive des 5 blocs. Pour un courant de court-circuit d'environ 500 A (une impédance de défaut de 6Ω), les blocs 1 et 2 transitent. Lorsque le courant de court-circuit diminue, le bloc 2 ne transite plus. À partir du courant de court-circuit (impédance de défaut) pour lequel le bloc 2 ne transite pas, l'énergie dissipée par le bloc 1 (le courant traversant le bloc 1) est légèrement plus importante car seulement le bloc 1 transite par rapport à un courant de court-circuit légèrement supérieur pour lequel le bloc 2 transite aussi. Par conséquent, le bloc 1 voit sa température augmenter davantage (par rapport à un courant de court-circuit légèrement plus important pour lequel le bloc 2 transite aussi.) Enfin, il faut préciser que les résultats dépendent de la longueur choisie pour chaque bloc de conducteur. Par exemple, si on augmente la longueur du bloc 1, le pic de température maximal diminuera.

Les résultats de ces simulations donnent les températures maximales que le conducteur pourrait atteindre en cas de défaut impédant. Même si dans l'article [SSWJ08] des résultats expérimentaux montrent qu'un conducteur de ce type peut supporter une température jusqu'à 720 K sans dégradation de ses propriétés, nous considérons que la température du conducteur ne doit pas dépasser une température de 400 K environ. Pour respecter cette contrainte, l'influence de l'épaisseur de la couche de *shunt* est étudiée.

II.2.d-ii Épaisseur de la couche de shunt

La couche de *shunt* (argent pour ce conducteur) dissipe l'énergie produite par la transition de la couche supraconductrice. Dans cette partie, on se propose d'étudier l'influence de l'épaisseur de cette couche sur les conséquences de l'inhomogénéité de la transition.

Pour ce premier conducteur étudié, l'épaisseur de la couche de *shunt* environne les $3 \mu m$ (détermination par le calcul). Une photographie du conducteur sur la tranche au microscope électronique à balayage (MEB) (figure II.9) confirme l'ordre de grandeur et met en exergue une irrégularité de l'épaisseur de la couche de shunt.

L'épaisseur de la couche d'argent est un compromis entre la résistance à l'état résistif (résistance de limitation) du conducteur et la stabilisation thermique du conducteur lors de la transition. Une résistance élevée du stabilisateur (et donc du conducteur) permet de diminuer la longueur de conducteur pour le dimensionnement du limiteur de courant.

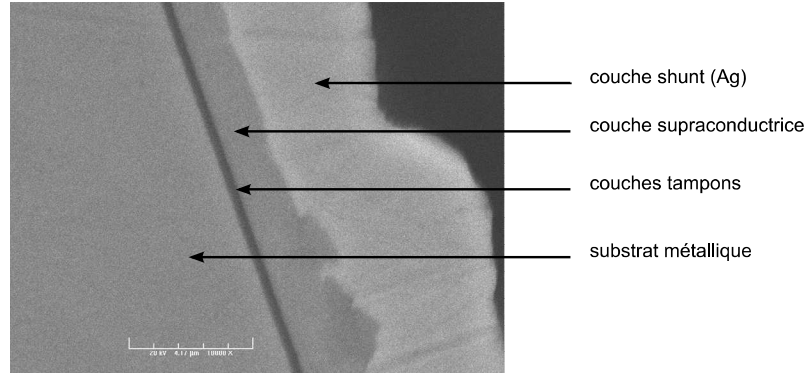


FIGURE II.9 – Image prise au microscope électronique à balayage d'un conducteur

Épaisseur d'Argent	Longueur totale	Impedance du shunt	T_{max} pour 2 blocs	T_{max} pour 5 blocs
3 μm	220 m	2.7 Ω	1000 K	580 K
6 μm	280 m	2.7 Ω	565 K	305 K
9 μm	340 m	2.7 Ω	350 K	-

TABLEAU II.4 – Comparatif de dimensionnement pour différentes épaisseurs de la couche d'Argent

Plus on augmente l'épaisseur de la couche d'argent, plus la résistance du conducteur (ρ) diminuera et donc plus la longueur de conducteur nécessaire pour obtenir le même résultat en terme de limitation de courant, augmentera (cf. partie II.2.c). Pour rappel, le dimensionnement de la longueur du conducteur du limiteur est le suivante :

$$L_{thermique} = V \sqrt{\frac{\Delta t}{\int_{T_0}^{T_{max}} C_p(\theta) \rho(\theta) d\theta}}$$

$$L_{limitation} = \frac{V \sqrt{2} S_{sc}}{I_{lim} \rho}$$

Le tableau II.4 présente cette variation de la longueur totale de conducteur nécessaire pour remplir les spécifications du projet Eccoflow en fonction de l'épaisseur de la couche d'argent. Ces longueurs ont été déterminées numériquement. Les valeurs de température maximale obtenues avec les simulations présentées dans la partie précédente (deux et cinq blocs en série) sont aussi présentées dans ce tableau.

Des simulations identiques à celles présentées dans le paragraphe précédent ont été exécutées pour différentes épaisseurs de la couche de *shunt*. L'épaisseur du substrat (*Has-telloy*®) est supposée égale à 100 μm et l'épaisseur de la couche supraconductrice est égale à 1 μm . L'épaisseur de la couche d'argent varie de 3 μm à 9 μm par pas de 1 μm . On retrouve les mêmes paramètres que pour les simulations précédentes. L'impédance de court-circuit varie de 0 à 10 Ω par pas de 0,1 Ω . Ces simulations ont été faites avec deux blocs en série. La longueur du bloc ayant le courant critique le plus faible vaut successivement 5 %, 10 % et 15 % de la longueur totale du limiteur. La figure II.8 présente

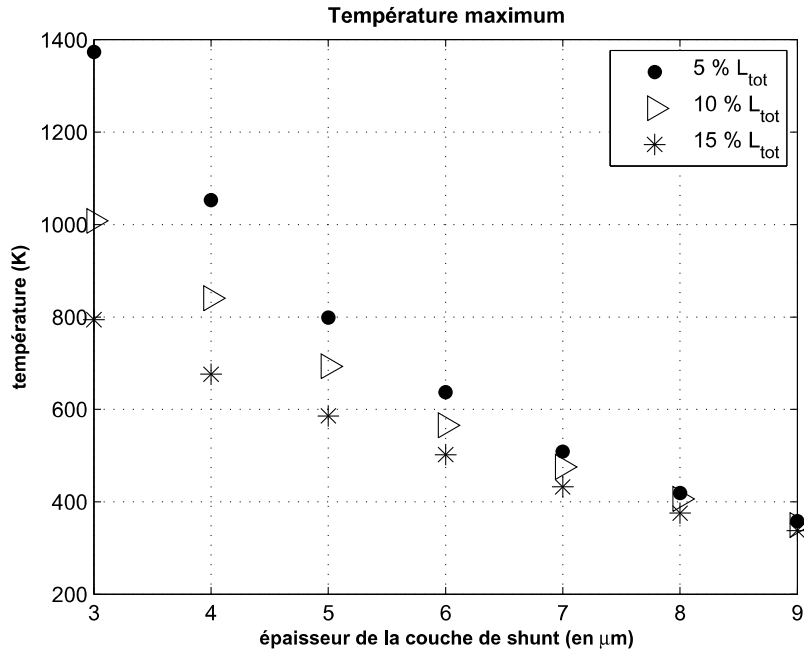


FIGURE II.10 – Températures maximales pour différentes épaisseurs d'argent et différentes longueurs

la courbe de la température maximale atteinte en fonction du courant de court-circuit. Cette courbe a un maximum. Pour la figure II.10, on prend ce maximum pour chaque configuration (épaisseur de la couche d'argent et longueur du bloc ayant le courant critique le plus faible). Cette dernière figure confirme que plus la partie faible du limiteur (en courant critique) est longue et plus l'épaisseur de la couche d'argent est importante, moins la température maximum atteinte est élevée.

Les résultats du paragraphe précédent soulignent l'importance du nombre de blocs : plus le nombre de blocs du limiteur est important, plus le pic de température maximum diminue et «s'adoucit». D'autre part, nous n'avons pas pris en compte dans nos simulations la conductivité thermique entre les différents blocs en série. Ceci ne pourrait que diminuer la température maximale calculée. Si on suppose qu'il y a beaucoup de blocs et qu'ils sont plus «petits», chacun avec des différences de courant critique et donc à des températures différentes pendant la transition, alors la conductivité thermique va jouer un rôle d'homogénéisation de la température. Ce phénomène a été modélisé dans l'article [CD12]. Il est difficile à prendre en compte (ne connaissant pas le nombre et la disposition des différents limiteurs en série) et ne semble pas avoir une influence importante sur le comportement global du limiteur de courant. En conclusion, les simulations donnent une tendance et des maximum de température.

II.2.d-iii Inhomogénéité entre les conducteurs en parallèle

Plusieurs conducteurs sont mis en parallèle pour adapter le limiteur au courant nominal du réseau dans lequel il est inséré. L'inhomogénéité de ces différents conducteurs en parallèle a été étudiée. Pour cela, on considère six conducteurs en parallèle dont trois

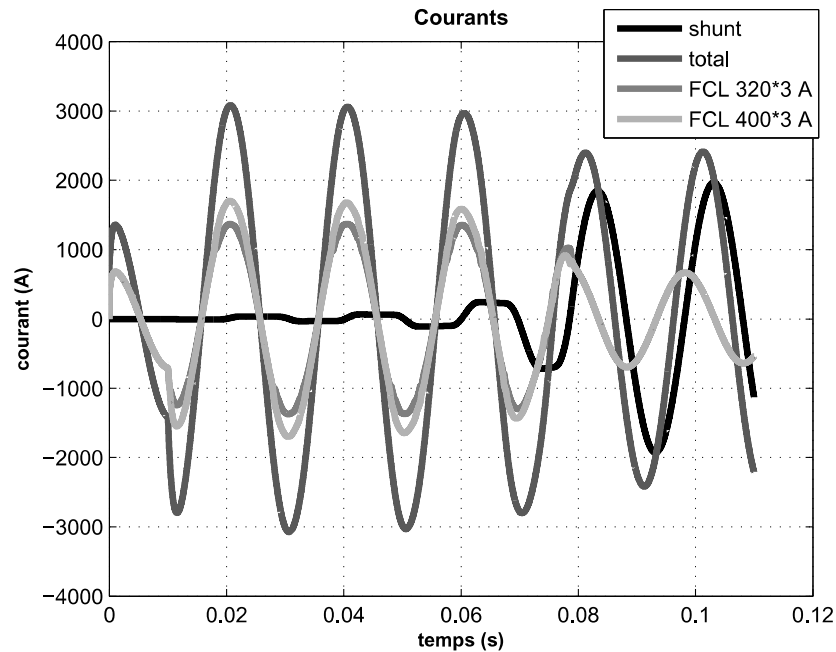


FIGURE II.11 – Courant passant dans le *shunt* en parallèle, courant passant chaque groupe de conducteurs constitué de 3 conducteurs en parallèle de 320 A et 400 A de courant critique et le courant total pour un défaut de 11 Ω

d'entre eux ont un courant critique de 320 A et les trois autres ont un courant critique de 400 A. Le limiteur est placé dans les conditions du projet Eccoflow. Un défaut impédant de 11 Ω est fait. Les figures II.11 et II.12 présentent les résultats de cette simulation. Pendant les trois premières alternances, le limiteur ne transite pas vraiment cependant la température commence à augmenter. Il y a moins de courant circulant dans les conducteurs au courant critique le plus faible (320 A) par rapport aux autres conducteurs (courant critique de 400 A). Dès qu'une des deux températures atteint la température critique du conducteur, le limiteur transite brutalement. Les deux températures (pour chaque groupe de conducteurs) sont très proches. Une telle inhomogénéité n'est donc pas dangereuse pour le conducteur.

II.2.e Le limiteur final d'Eccoflow

II.2.e-i Conducteur choisi

Le conducteur choisi est un ruban fabriqué par *Superpower*[®].

Étant donné les résultats de la partie II.2.d-ii, au niveau du projet européen, il a été décidé d'utiliser un conducteur avec une couche de *shunt* de 4 μm . Un conducteur «test» avec une couche de *shunt* de 4 μm a été étudié. Des simulations similaires à celles faites dans le paragraphe II.2.d-i ont été exécutées avec la résistivité mesurée du conducteur «test». Les simulations ont été faites pour un conducteur d'une longueur de 190 m (fois 5 conducteurs en parallèle), une impédance de court-circuit de 0 à 10 Ω et un temps de limitation (temps entre l'instant de défaut et instant de mise hors tension du limiteur)

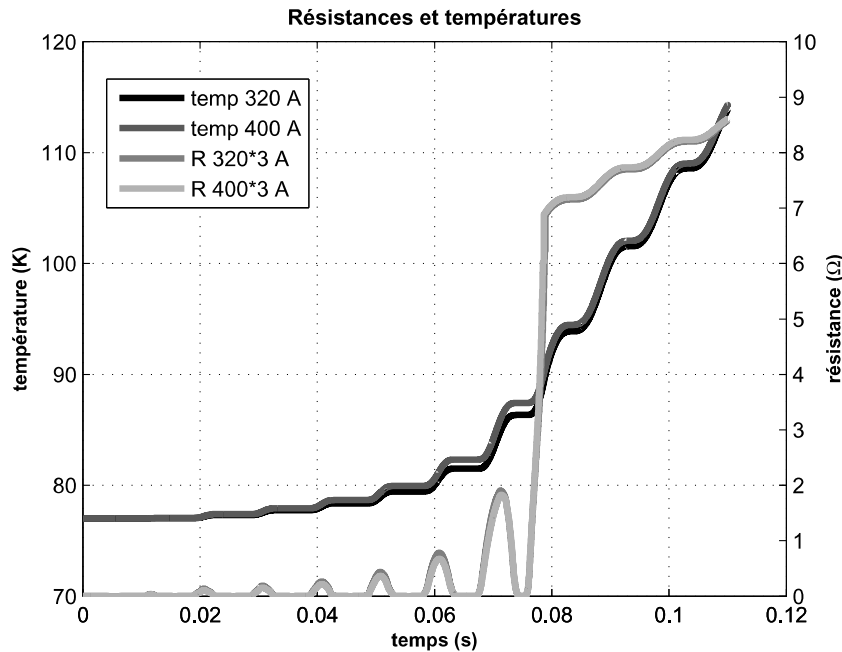


FIGURE II.12 – Températures et résistances des deux groupes de conducteurs constitués chacun de 3 conducteurs en parallèle de 320 A et 400 A de courant critique

	bloc 1	bloc 2	bloc 3	bloc 4	bloc 5
5 blocs	340 A	360 A	380 A	400 A	420 A
en série	10 % L_{tot}	20 % L_{tot}	10 % L_{tot}	20 % L_{tot}	40 % L_{tot}
1 seul	380 A	-	-	-	-
bloc	100 % L_{tot}	-	-	-	-

TABEAU II.5 – Caractéristiques des limiteurs en série pour le conducteur choisi

de 80 ms (nouvelle condition posée par les membres du projet). Pour ces simulations, le conducteur est modélisé de façon différente : par un seul bloc de courant critique homogène et par cinq blocs de courant de courants critiques différents (cf. tableau II.5). On remarque qu'avec cette configuration la température maximale atteint au maximum 300 K pour un courant de court-circuit de environ 680 A. Les résultats de ces simulations sont présentés par la figure II.13. Cette réduction de la température maximale s'explique d'une part par l'augmentation de l'épaisseur de *shunt* et d'autre part par la diminution de la durée de défaut (80 ms).

Des mesures expérimentales de température en fonction du courant de court-circuit ont été faites dans le cadre du projet Eccoflow dans le laboratoire du KIT. Ces mesures sont présentées par la figure II.14. Ces mesures sont comparées aux résultats de simulations (figure II.13). Elle confirment les simulations présentées par la figure II.13 malgré une divergence pour des défauts moins impédants certainement due à des conditions de puissance de court-circuit un peu différente.

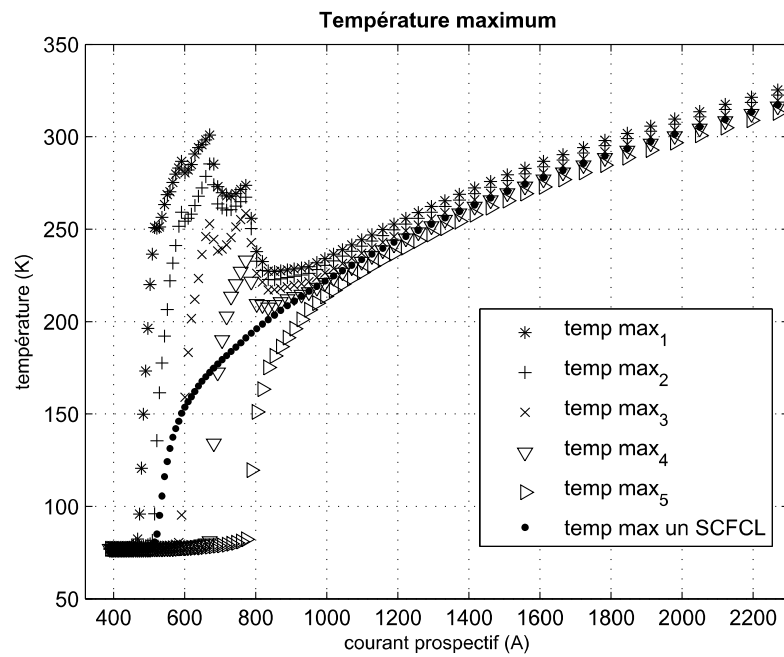
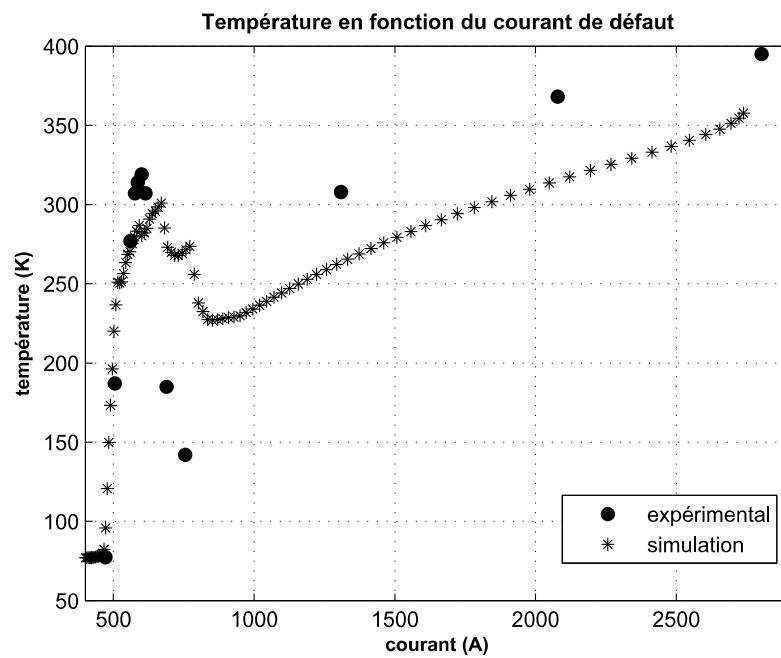


FIGURE II.13 – Températures maximales pour 5 blocs en série et 1 seul bloc

FIGURE II.14 – Température maximale du conducteur en fonction du courant *prospectif* (pour différentes impédances de défaut). Les résultats expérimentaux sont des mesures réalisées par le laboratoire du KIT (Allemagne).

courant critique	380 A
temps de court-circuit	80 ms
nombre de conducteurs en parallèle	5
longueur	185 m
longueur totale pour une phase	925 m
<i>shunt</i>	2.9 Ω
R_{shunt}, L_{shunt}	0.145 Ω , 9.2 mH
température maximale atteinte	359 K
courant maximum de défaut	9.2 kA
courant maximum de défaut (à 80 ms)	5.6 kA

TABLEAU II.6 – Dimensionnement numérique

II.2.e-ii Dimensionnement final

Ce dimensionnement numérique a été fait à l'aide de Matlab Simulink. Le réseau «type» du projet Eccoflow est représenté par une source de tension alternative de 24 kV, une impédance de court-circuit (et de ligne) de 1,4 Ω . Le limiteur de courant supraconducteur est modélisé comme décrit dans le paragraphe I.2.b. Le but de ces simulations est de déterminer la longueur de conducteur et le *shunt* (impédance en parallèle) optimaux sachant qu'elles doivent être de plus faible valeur possible. Les contraintes de cette optimisation sont d'une part imposées par le gestionnaire de réseau (les courants de limitation «pic» et 80 ms après le défaut) et d'autre part thermique (température maximum inférieure à 360 K). Les résultats de ces simulations pour une température maximale de 360 K sont donnés dans le tableau II.6. Même si *shunt* et longueur de conducteur influent sur la température maximum atteinte et le courant limité, la valeur du *shunt* joue principalement sur le courant limité (première et dernière alternance) alors que la longueur de conducteur influence plus la température finale du limiteur.

La figure II.15 présente l'évolution des courants (dans le conducteur supraconducteur, l'impédance de court-circuit et le courant total) et de la température du conducteur pour un défaut franc asymétrique. Ce défaut est fait dans les conditions du projet Eccoflow et avec les données tableau II.6. Les différentes contraintes sont bien respectées (cf. tableau II.2).

II.2.e-iii Insertion du limiteur dans le réseau de ENDESA

Le gestionnaire de réseau ENDESA nous a fourni les données du réseau dans lequel le limiteur de courant sera intégré. Ce réseau est présenté par la figure II.16.

Ces simulations sont réalisées avec le logiciel ATP. Le SCFCL a les caractéristiques décrites dans le tableau II.6. Le *shunt* a une impédance de 0,182 Ω + 4,5 mH (autre valeur proposée dans le cadre du projet). La figure II.17 présente le courant dans le transformateur T1 et le courant du défaut pour un défaut triphasé franc au niveau de la charge 2 avec et sans limiteur de courant. On peut remarquer que malgré un *shunt* de valeur plus faible que la valeur proposée précédemment, les conditions du courant limité au premier pic et en fin de limitation sont respectés au niveau des transformateurs. Comme la valeur du *shunt* a été diminuée, la température du limiteur a diminué par rapport aux simulations

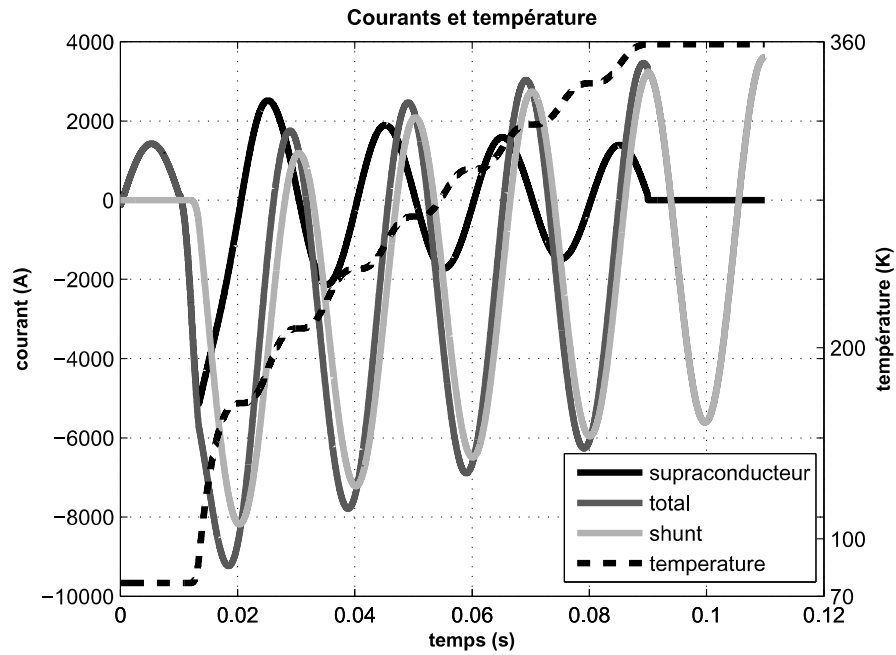


FIGURE II.15 – Évolution des courants et de la température pour un défaut franc asymétrique dans les conditions du projet Eccoflow

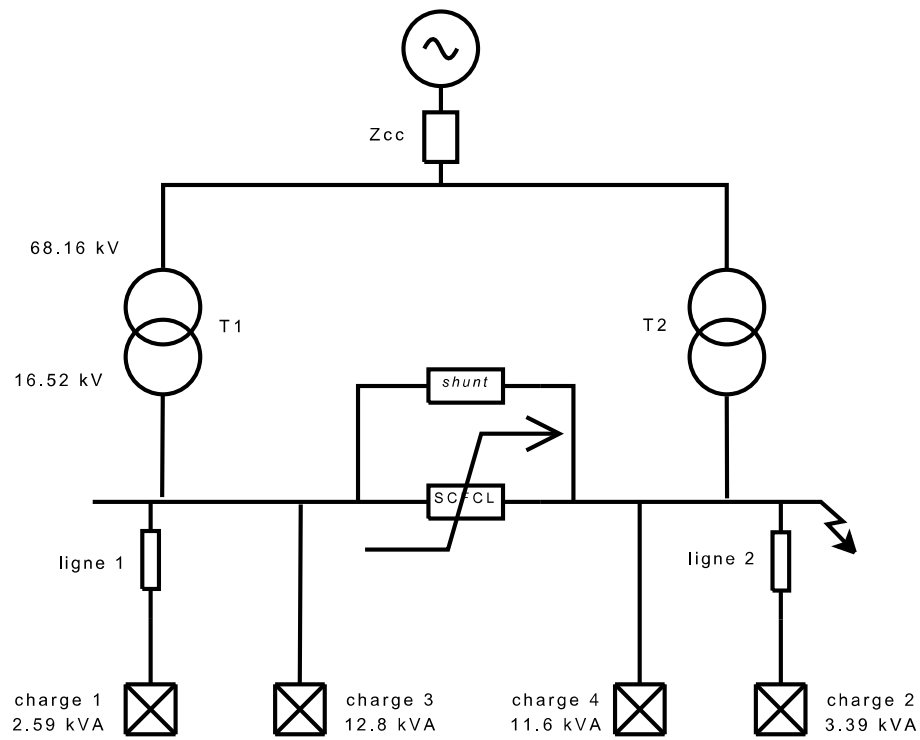


FIGURE II.16 – Réseau dans lequel le limiteur du projet Eccoflow sera installé dans un premier temps

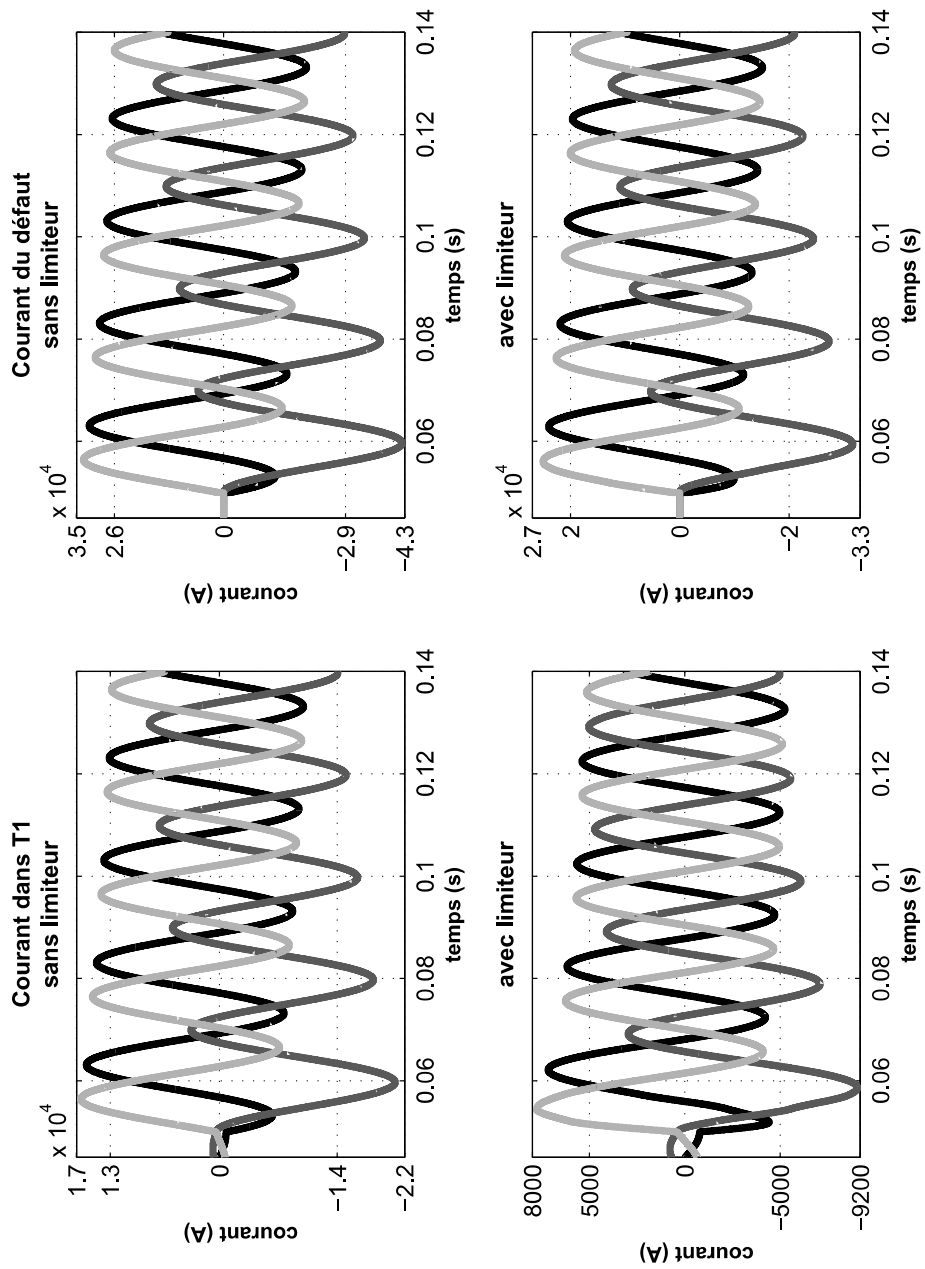


FIGURE II.17 – Courants dans le transformateur T1 et courant du défaut dans le cas d'un défaut sur le réseau ENDESA au niveau du départ de la charge 2

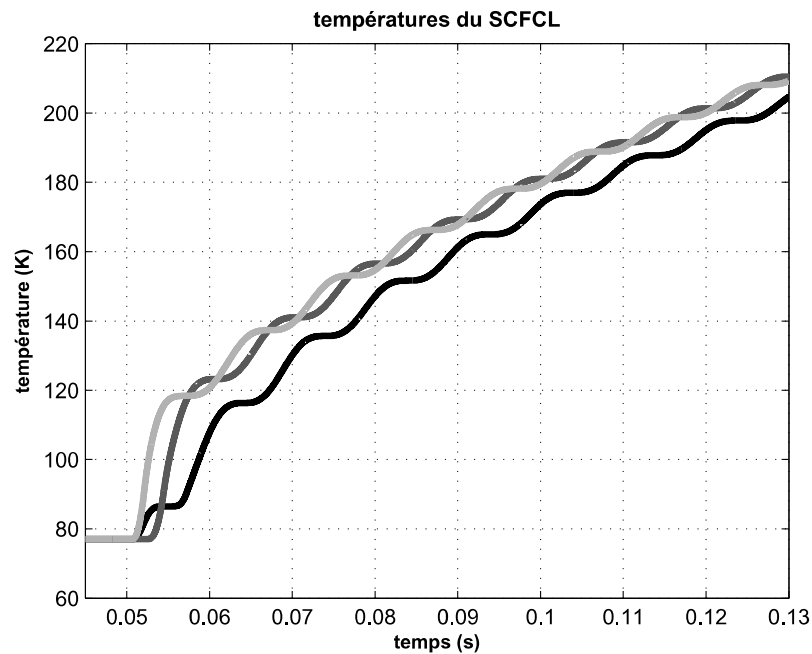


FIGURE II.18 – Températures atteintes pour le limiteur dans le cas de son insertion dans le réseau ENDESA

du dimensionnement.

II.2.f Conclusion

Le modèle et les essais en limitation décrits dans le chapitre 1 ont permis de choisir, dimensionner le conducteur ainsi que sa longueur et le *shunt*. Comme présenté précédemment, le projet Eccoflow ne s'arrête pas au choix du conducteur et à son dimensionnement. Un limiteur triphasé a été conçu, dimensionné, réalisé, testé puis inséré dans le réseau électrique. Par ailleurs, le CNRS doit étudier l'impact du limiteur de courant supraconducteur dans les réseaux électriques actuels et du futur. Le chapitre 3 présente ces travaux.



Chapitre III

Applications innovantes du SCFCL pour le réseau électrique

III.1 SCFCL et besoins du réseau électrique

III.1.a Contexte

LE DÉBUT du développement des réseaux électriques date de la fin du dix-neuvième siècle. L'absence de solutions satisfaisantes pour le stockage de l'énergie électrique et la nécessité de continuité de service ont conduit à une interconnexion importante nationale et internationale des réseaux électriques. Ces contraintes sur le réseau électrique sont toujours d'actualité et ont été amplifiées ces dernières années. En effet, les moyens de stockage de l'énergie électrique sont limités par rapport aux énergies échangées. Ceci implique une gestion complexe des réseaux électriques pour assurer continuellement l'équilibre de la production et de la consommation. De plus, la dépendance du fonctionnement global de la société à l'énergie électrique fait de la sécurité et de la qualité d'alimentation électrique un point crucial pour le bon fonctionnement de la société. Ce caractère essentiel et vital des réseaux électriques en font des infrastructures critiques. Par ailleurs, les politiques environnementales contribuent fortement à la recherche d'une meilleure efficacité énergétique et à l'arrivée de nouveaux acteurs dans le réseau électrique. Ces nouveaux acteurs peuvent être aussi bien des nouveaux usages, comme des véhicules électriques, que des producteurs, comme de la génération d'énergie d'origine renouvelable (ENR). Ces nouveaux acteurs se caractérisent par leur intermittence en tant que consommateur ou producteur. Difficilement prédictifs, ils complexifient et rendent encore plus délicate la gestion du réseau électrique.

Toutes ces contraintes engendrent trois principaux besoins : une meilleure flexibilité du réseau et plus particulièrement de son architecture, une augmentation de la puissance de court-circuit du réseau et une amélioration de la capacité de transport d'énergie. Il en découle alors le développement de nouveaux systèmes de protection par rapport aux courants de court-circuit importants (intégration de dispositifs de coupure et optimisation de la chaîne de coupure) et du maillage de l'architecture des réseaux alternatifs et continus.

III.1.b Le réseau électrique actuel

Malgré l'absence de stockage de l'énergie électrique de masse, le réseau doit être fiable et doit maintenir ses grandeurs (tension et fréquence) dans un certain intervalle à tout instant ([MJ13]). La fiabilité signifie que l'alimentation électrique doit être ininterrompue (ou le moins souvent possible et avec les temps d'interruptions les plus courts possibles). La variation des grandeurs du réseau électriques peuvent être la conséquence de plusieurs aléas : surconsommation brutale, événements météorologiques (foudre, tempête),

défaillance d'équipements ou bien agression extérieure (par exemple une pelleteuse sectionnant des câbles).

Pour une meilleure stabilité et fiabilité du réseau ainsi qu'une diminution des pertes dans le transport de l'électricité, les lignes doivent être de section adéquate et le réseau doit être redondant. Or, plus les lignes sont de grosse section et plus le réseau est redondant, plus son coût augmente. Des compromis technico-économiques doivent être faits. C'est de ces compromis que découle la hiérarchisation du réseau électrique. En effet, le réseau électrique (alternatif principalement) se décompose en trois types : le réseau de transport, le réseau de répartition et d'interconnexion et le réseau de distribution.

Le réseau de transport couvre de très grandes distances à l'échelle nationale et internationale. Son but est de transporter l'électricité depuis les grands centres de production vers les zones de consommation. Pour diminuer les pertes dues au transport de l'électricité, la tension du réseau de transport s'élève à 400 kV (les tensions données sont celles du réseau français). Les puissances en jeu étant très importantes, la sécurité d'alimentation est essentielle. Pour cela, ce réseau est entièrement maillé. La perte d'un élément du réseau ne doit pas causer l'interruption d'alimentation. Pour une meilleure sécurité du système, ce réseau est largement instrumenté afin d'améliorer le contrôle des grandeurs (courants et tensions). La protection du réseau de transport est conçue pour détecter finement quelle portion du réseau est en défaut grâce à un système de communication entre les éléments de protection. Ce système, qui permet une grande fiabilité et stabilité du réseau, est cependant coûteux.

Le réseau de répartition est constitué de moins de redondance car les puissances mises en jeu sont moins importantes. Les niveaux de tension utilisés sont compris entre 63 kV et 225 kV. Ce réseau, intermédiaire entre le réseau de transport et le réseau de distribution, alimente certains gros consommateurs.

Le réseau de distribution permet d'acheminer l'énergie électrique du réseau de répartition aux consommateurs (soit des petits industriels alimentés en 20 kV soit du résidentiel alimenté en 400 V). Ce réseau est très étendu. En effet, la longueur cumulée du réseau de distribution français est équivalente à trois fois la distance Terre - Lune soit plus de dix fois plus long que les réseaux de transport et de répartition. Cette étendue du réseau de distribution implique une hétérogénéité importante (réseau aérien, enterré, urbain, rural etc). Du fait des puissances échangées moins importantes, la perte d'une petite portion du réseau de distribution est beaucoup moins critique que pour le réseau de transport. Par conséquent, pour des raisons économiques, le réseau de distribution est radial c'est-à-dire que chaque charge est alimentée par seulement un point d'alimentation (le réseau de répartition au travers des transformateurs). Le système de protection est simple : il n'y a pas de communication entre les différentes protections.

Actuellement, le réseau électrique est très majoritairement alternatif. Seules quelques connexions utilisent du courant continu notamment les connexions entre deux réseaux non synchrones (câbles sous-marins ou lignes grandes distances). Avec le développement de l'énergie éolienne ou hydrolienne en mer et l'évolution de l'électronique de puissance pour la haute et très haute tension, les connexions en courant continu sont amenées à se multiplier.

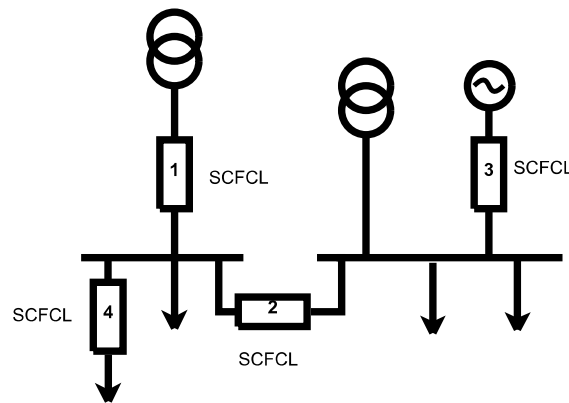


FIGURE III.1 – Positions classiques du limiteur de courant dans le réseau électrique

III.1.c Positionnements classiques des limiteurs de courant supraconducteurs

Les paragraphes précédents ont dessiné le contexte actuel du réseau électrique. Ils ont mis en valeur quels étaient les besoins actuels du réseau électrique. Dans ce paragraphe, les différentes positions classiquement proposées pour le SCFCL sont décrites.

En diminuant l'impédance globale du réseau, une puissance de court-circuit importante permet de réduire les chutes de tension dans les lignes et d'améliorer la stabilité. Mais, l'augmentation de la puissance de court-circuit entraîne des courants importants en cas de défaut. Ces courants importants sont à l'origine de contraintes thermique et mécanique fortes sur les équipements du réseau. De plus, les disjoncteurs du réseau doivent être capables de couper ces courants de court-circuit à temps. Le limiteur de courant supraconducteur, en permettant de limiter les courants de défaut, semble être bien adapté pour solutionner ce problème. Le limiteur de courant supraconducteur est «transparent» du point de vue du réseau en régime nominal. Par contre, en cas de défaut, le limiteur de courant permettra de limiter le courant de court-circuit. Il est donc possible d'augmenter la puissance de court-circuit sans en avoir les inconvénients en cas de défaut. La plupart des «positionnements classiques» des limiteurs de courant jouent ce rôle, [NO99], [BSBB09] et [CIG11]. Dans cette partie, nous ne nous intéressons pas à un type de réseau bien particulier mais plutôt aux positions avantageuses du SCFCL pour des architectures données.

Les quatre «positions classiques» du limiteur de courant dans le réseau électrique sont présentées par la figure III.1 :

1. en série avec un poste source (transformateur),
2. couplage de deux jeux de barres ou de deux réseaux,
3. en série avec un générateur,
4. sur un départ.

Position 1 : série avec un poste source

Ce positionnement permet de diminuer le courant de court-circuit fourni par le réseau amont. Actuellement, la contribution du réseau amont (par exemple le réseau de répar-

tion pour le réseau de distribution) au courant de court-circuit est la plus importante (quasiment une seule source pour l'exemple du réseau de distribution). Le limiteur de courant permet alors de dimensionner le transformateur (avec lequel il est en série et tous les autres équipements du poste source) pour un courant de court-circuit plus faible. Ou bien, il permet d'augmenter la puissance de court-circuit du réseau aval au poste source sans changer les équipements du poste source. Le limiteur de courant à cet emplacement permet également de diminuer la puissance de coupure des disjoncteurs du poste source.

Position 2 : couplage de deux jeux de barres ou de deux réseaux

Le limiteur de courant peut permettre de connecter deux réseaux ou bien de connecter deux jeux de barres d'un même poste source. En général, ceci n'est pas possible sans limiteur de courant en raison du courant de court-circuit trop important. Ce positionnement permet d'augmenter la puissance de court-circuit en régime normal du réseau en maillant / bouclant le réseau. Par conséquent, la stabilité, la fiabilité et la sécurité du réseau sont améliorées. Ce bouclage implique une meilleure répartition des flux de puissance ce qui permet de diminuer la chute de tension dans les lignes, d'augmenter la capacité d'intégration de génération distribuée dans le réseau de distribution (cf. partie III.3.b) et de réduire les pertes.

La présence d'un limiteur de courant lors de ce couplage n'implique pas le changement du système de protection. En effet, en cas de défaut, le limiteur de courant limite le courant traversant le jeu de barres (courant de défaut du poste source sain vers le départ en défaut). Le limiteur de courant permet de maintenir une tension proche de la tension nominale au niveau du poste source sain. En régime de défaut, grâce au limiteur de courant, le réseau retrouve son architecture sans couplage du jeu de barre (sans limiteur de courant). Il est donc possible de conserver un système de protection identique.

Lorsque l'on couple deux postes sources, seul un courant de rééquilibrage circule entre les deux parties du réseau. Le courant circulant dans le limiteur de courant à cet emplacement est faible. Le limiteur de courant peut être dimensionné pour un courant nominal faible (par rapport à une situation en série avec un poste source) ce qui doit permettre de réduire son coût.

Dans le réseau de transport (et dans certains postes de distribution), la fiabilité du réseau étant primordiale, la règle des $n-1$ transformateurs est utilisée ([RTE04]). Cela signifie qu'en cas de défaillance d'un transformateur (et de tous les éléments l'entourant), le réseau doit toujours fonctionner. Pour cela, deux transformateurs sont utilisés en parallèle. En couplant deux postes sources différents au travers d'un limiteur de courant, il est possible alors de supprimer un des transformateurs utilisé pour la redondance. Cette utilisation du limiteur de courant permet d'économiser un transformateur et tous les éléments l'entourant. Il est donc particulièrement avantageux d'utiliser un limiteur de courant à cet emplacement ([Tix13]).

Placé à cet endroit du réseau, lors de la récupération du limiteur de courant, les deux jeux de barres sont découplés comme avant la connexion du SCFCL. Par conséquent, les temps de récupération peuvent être longs (de l'ordre de la seconde) sans perturbations sur le reste du réseau.

Position 3 : série avec un générateur

Le limiteur de courant peut être positionné au niveau du raccordement d'un générateur aussi bien en haute tension qu'en moyenne tension (génération d'énergie distribuée c'est-à-dire un générateur de petite puissance, inférieure à 12 MW en France, installé en général dans le réseau de distribution). Cet emplacement permet de limiter la contribution du générateur au courant de court-circuit en cas de défaut. Par conséquent, il facilite la connexion du générateur en modérant le problème lié à l'augmentation du courant de court-circuit. Cette utilisation du limiteur de courant a un intérêt lorsque le générateur en question est un des plus importants contributeurs au courant de court-circuit. Par ailleurs, cette limitation du courant de court-circuit permet de protéger le générateur d'un courant de court-circuit trop élevé.

Position 4 : sur un départ

Cet emplacement est proche de celui en série avec un transformateur. Avec un limiteur de courant positionné au niveau du départ, en cas de défaut, la tension au niveau du jeu de barre ne s'effondre pas. Cela permet de limiter la propagation du défaut dans les autres départs du jeu de barre (la tension est maintenue sur les autres départs). D'autre part, un limiteur positionné au niveau du départ est dimensionné pour un courant plus faible qu'un limiteur positionné au niveau du poste source. Mais pour la protection d'un même réseau, un plus grand nombre de limiteurs est nécessaire plus de limiteurs de courant sont nécessaires.

Tous ces emplacements du limiteur de courant permettent d'augmenter la puissance de court-circuit du réseau. Ceci implique une meilleure flexibilité, stabilité et sécurité du réseau. De plus, les limiteurs de courant peuvent permettre de retarder de nouveaux investissements en diminuant les contraintes sur les équipements y compris lors d'une augmentation de la puissance installée.

III.1.d Les choix faits dans cette thèse

Dans le paragraphe précédent, les usages classiques du limiteur de courant ont été présentés. Les avantages pour le réseau accueillant le limiteur de ces usages sont admis notamment concernant la possibilité d'augmenter la puissance de court-circuit du réseau. Ces usages sont souvent décrits pour une utilisation dans le réseau de distribution. Il est possible d'utiliser un limiteur de courant en des positions équivalentes dans un réseau de transport, industriel ou bien embarqué qui peuvent faire appel à des puissances importantes dans un espace souvent limité.

Dans cette thèse, deux axes sont explorés dans l'idée de répondre aux contraintes actuelles des réseaux électriques. Dans un premier temps, les bénéfices du limiteur de courant supraconducteur pour les réseaux continus haute tension maillés sont étudiés. Dans un second temps, les apports du limiteur de courant supraconducteur pour le réseau de distribution sont présentés, notamment en tant que «déboucleur rapide». Ces deux utilisations du limiteur de courant montrent la diversité des usages du limiteur de courant supraconducteur dans les différents types de réseaux. Dans les réseaux continus haute tension maillés, le limiteur de courant est utilisé comme limiteur de courant uniquement.

Dans le réseau de distribution, le limiteur de courant peut avoir un double rôle : comme limiteur de courant et également comme «détecteur de défaut». Dans les applications proposées, le limiteur de courant supraconducteur permet l'exploitation d'architectures novatrices qui ne seraient pas possibles autrement ou trop coûteuses.

III.2 Apport pour les réseaux continus haute tension maillés

III.2.a Présentation des réseaux continus haute tension maillés et problématique de la protection

Les réseaux continus haute tension (HVDC, *High Voltage Direct Current*) sont amenés à se multiplier. En effet, les avantages des réseaux HVDC sont multiples. Ils permettent de connecter deux réseaux non synchrones. De plus, utilisant le courant continu, ils n'ont pas de problème de transport de puissance réactive. Les pertes dans le transport par câble sont donc diminuées, [Asp04]. À distance et tension égales, le courant continu permet de transporter plus de puissance que le courant alternatif (moins de pertes). D'autre part, les liaisons continues sont connectées au réseau alternatif via des stations de conversion. Ces stations de conversion sont constituées de convertisseurs d'électronique de puissance qui permettent une grande souplesse dans le contrôle des flux de puissance. Pour tous ces avantages, les réseaux continus de haute tension se développent notamment dans le cadre de la connexion des parcs d'éoliennes en mer.

Actuellement, les liaisons HVDC existantes sont constituées d'une seule artère (liaison point à point). Étant donné le développement des techniques de détection et de coupure du courant en alternatif, la protection de ces réseaux se fait du côté alternatif des convertisseurs. Les objectifs à l'avenir seraient de construire des réseaux HVDC avec plusieurs stations de conversion, et donc des réseaux qui peuvent être maillés (par exemple le projet Desertec). Ces réseaux sont appelés *Multi Terminal Direct Current* (MTDC). En cas de défaut sur un réseau MTDC, il n'est plus possible de réaliser la protection du réseau du côté alternatif. Il faut alors développer des systèmes de protection pour ces réseaux continus maillés ([Des13]) au niveau des jeux de barres continus.

L'objectif des systèmes de protection des réseaux est de protéger les éléments du réseau de la destruction (due à un courant trop important) en cas de défaut. Cette contrainte fixe le temps de réaction de l'ensemble de la chaîne de coupure. Les éléments les plus délicats en terme de sur-courant dans les réseaux HVDC sont les composants d'électronique de puissance dans les convertisseurs. Certains de ces éléments ne peuvent pas supporter plus de deux fois leur courant nominal. Cette contrainte impose une ouverture du circuit en quelques millisecondes (temps de détection, temps nécessaire pour la sélectivité puis ouverture du circuit). La coupure du courant doit être faite par des éléments semi-conducteurs car les disjoncteurs mécaniques sont trop lents (cf. partie III.2.b). D'autre part, les courants de défauts dans ce type de réseau peuvent atteindre des valeurs très élevées (de l'ordre de quelques dizaines de kilo-ampères). Actuellement, les disjoncteurs à base de semi-conducteurs ne sont pas capables d'interrompre des courants aussi importants. En effet, leur puissance de coupure en courant continu dépasse difficilement 15 kA. Avec simplement des disjoncteurs basés sur de l'électronique de puissance, il n'est donc pas possible de protéger ces réseaux. La solution étudiée dans cette partie est de rajouter

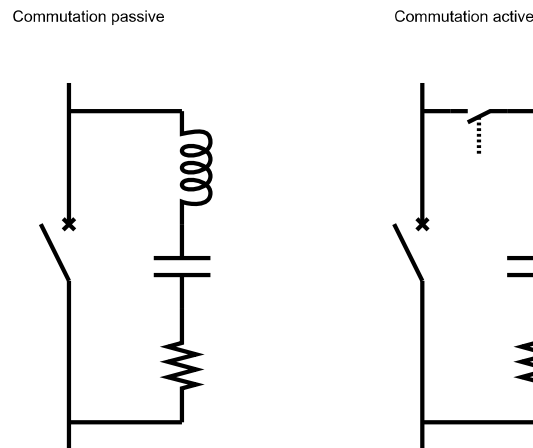


FIGURE III.2 – Méthodes pour forcer le passage du courant à zéro

un limiteur de courant supraconducteur en série avec le disjoncteur.

Justine Descloux, doctorante au G2Elab à Grenoble, travaille dans le cadre du projet européen Twenties sur la protection des réseaux MTDC avec RTE. Un travail de collaboration a été réalisé sur l'insertion de limiteurs de courant supraconducteurs dans ces réseaux MTDC.

III.2.b Les différents types de disjoncteurs

Le plus commun et le plus connu des disjoncteurs est le disjoncteur mécanique. Dans les réseaux alternatifs, ce sont ces disjoncteurs qui sont principalement utilisés. En cas de défaut, le disjoncteur ouvre le circuit et le courant s'arrête de passer lorsque l'onde de courant passe par zéro. Ces disjoncteurs ne sont donc pas capables d'interrompre un courant en moins de 10 ms (temps d'ouverture mécanique puis attente de l'instant du passage par zéro du courant). En courant continu, le courant ne passe pas de manière naturelle par zéro. Par conséquent, il n'est pas possible d'utiliser un disjoncteur mécanique tout seul. Il est nécessaire d'y ajouter un ou des éléments pour faire passer le courant par zéro.

Plusieurs méthodes existent pour forcer le passage par zéro du courant. La commutation passive utilise la caractéristique de l'arc électrique qui résonne avec une inductance et un condensateur en parallèle avec le disjoncteur. Grâce à un bon accord de la fréquence de résonance, les oscillations générées permettent le passage par zéro du courant. La méthode de la commutation active consiste à mettre une inductance et un condensateur, en parallèle du disjoncteur. La décharge du condensateur est déclenchée par la fermeture d'un interrupteur commandé (en série avec le condensateur et l'inductance). Cette décharge crée des oscillations qui vont permettre le passage par zéro du courant, [DIE06]. Ces deux méthodes sont présentées dans la figure III.2. Une autre méthode consiste à charger un condensateur en parallèle du disjoncteur. L'arc électrique s'estompera lorsque la tension à ses bornes est suffisante, [MKD05]. Ces méthodes utilisant un disjoncteur mécanique permettent d'avoir des pertes faibles en régime normal (conduction via le disjoncteur mécanique). Par contre, l'utilisation d'un disjoncteur mécanique allonge le temps d'ouverture du circuit par rapport aux techniques utilisant des composants d'électronique de puissance.

Le développement des réseaux continus est fortement corrélé à l'apparition et la complexification de l'électronique de puissance (notamment les hacheurs et les convertisseurs). Les composants d'électronique de puissance peuvent aussi être utilisés comme disjoncteur. Le *solid state breacker* en est un exemple. Ce type de disjoncteur est capable d'ouvrir le circuit très rapidement. Mais, les pertes en régime permanent, dues au courant qui traverse les composants semi-conducteurs, sont son principal inconvénient ([MKD05]).

Les «disjoncteurs hybrides» regroupent un disjoncteur mécanique et des composants semi-conducteurs. Ils combinent leurs avantages. Le disjoncteur mécanique conduit le courant nominal alors que les composants d'électronique de puissance ouvrent très rapidement le circuit. Plusieurs architectures sont proposées par [MKD05] et [JJ11]. En régime nominal, le courant passe par le disjoncteur mécanique. Lorsqu'un défaut apparaît, l'ouverture du disjoncteur mécanique permet de dévier le courant par la branche en parallèle comportant les éléments semi-conducteurs. Les semi-conducteurs sont commandés en position ouverte dès que le disjoncteur mécanique peut supporter la tension. En général, une varistance est mise en parallèle pour absorber l'énergie emmagasinée initialement dans l'inductance propre du réseau.

Les auteurs de [MKD05] comparent les différentes technologies d'organe de coupure. Les technologies basées uniquement sur des éléments d'électronique de puissance sont les plus rapides (ouverture du circuit en moins d'une milliseconde sans la détection). Cependant, dans le cas des réseaux MTDC, les courants semblent trop importants pour ce type de disjoncteurs. Un disjoncteur du type «hybride» est choisi comme décrit dans [JJ11]. Selon [JJ11], ce type de technologie peut ouvrir un courant continu jusqu'à 16 kA en 2 ms. Par la suite, nous considérerons que le courant ne doit pas dépasser 15 kA pour être coupé.

III.2.c Modélisation des éléments du réseau utilisé

Le réseau utilisé présenté par la figure III.3 a été fourni dans le cadre du projet Twenties. Ce réseau comporte 5 lignes et 5 stations de conversion. La tension nominale est de ± 320 kV.

Afin d'étudier le comportement de ce réseau face à un défaut, ce réseau a été modélisé sous le logiciel EMTP-rv (*Electromagnetic transient program*). La description et la modélisation des différents éléments du réseau utilisé sont présentées dans les paragraphes suivants.

Câbles

Les câbles sont constitués de plusieurs couches. Une âme centrale qui transporte le courant est entourée d'une enveloppe isolante. Cet ensemble est protégé électriquement et mécaniquement par des écrans, une gaine et une armure. Les écrans permettent de répartir le champ électrique à l'intérieur du câble, faire barrière aux champs électrostatiques extérieurs et faire écouler les courants capacitifs. La gaine permet l'étanchéité et fait office d'amortisseur. L'armure assure une protection mécanique extérieure.

Pour les réseaux HVDC, deux solutions peuvent être envisagées : utilisation d'un seul câble avec retour du courant par la mer ou bien utilisation de deux câbles. Dans le cas de l'utilisation d'un seul câble, le champ électromagnétique extérieur du câble est susceptible de poser des problèmes (déviation de compas). Il est donc plus approprié d'utiliser un

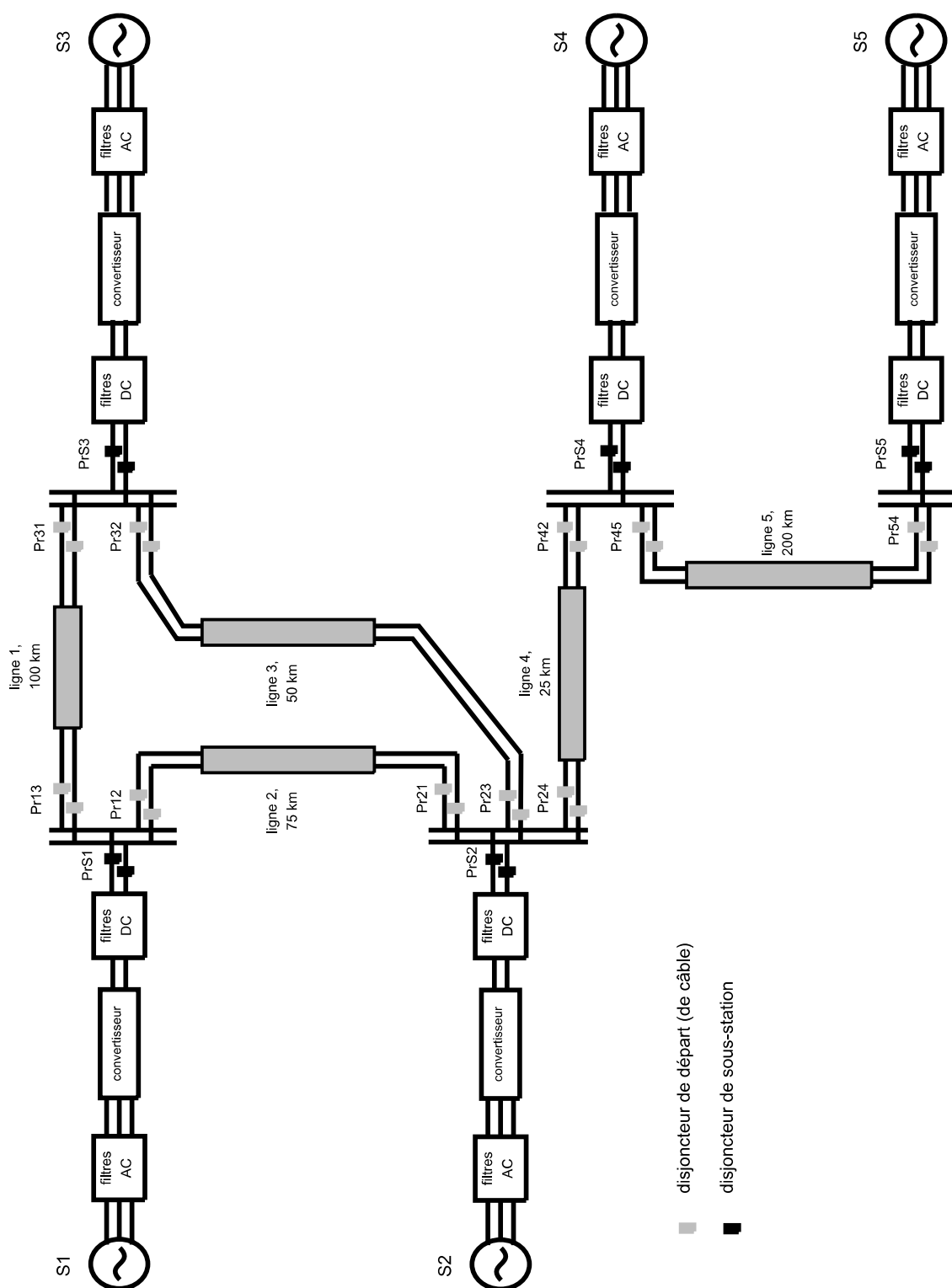


FIGURE III.3 – Réseau MTDC utilisé

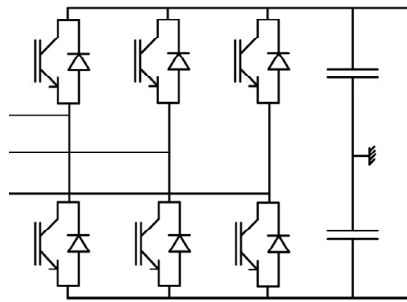


FIGURE III.4 – Convertisseur VSC et ses condensateurs

second câble. Le réseau étudié est donc constitué de câbles bipolaires (équivalent de deux câbles). La modélisation de ces câbles est primordiale pour une étude transitoire du réseau. Le modèle de câble utilisé est le modèle *WideBand*. Ce modèle est à constantes réparties dépendant de la fréquence et prend en compte le couplage mutuel entre les pôles.

Les jeux de barres sont représentés par une simple résistance de $1\text{ m}\Omega$.

Sources et filtres AC

Les sources alternatives représentent soit le réseau (sur terre) soit un parc éolien (en mer). Ces deux types de sources sont modélisés par des sources de tension idéales avec une impédance de court-circuit qui différencie le réseau alternatif et les parcs éoliens.

Les sources alternatives (réseau alternatif) sont connectées au réseau continu au travers de filtres AC qui sont des filtres RL. Ils sont dimensionnés afin d'éliminer les harmoniques du courant alternatif injecté ou soutiré au réseau.

Convertisseur et filtres DC

La technologie de convertisseur utilisée est le *voltage source control* (VSC) constitué d'IGBT (*Insulated-gate bipolar transistor*). Cette technologie permet de contrôler simultanément les puissances active et réactive échangées entre le convertisseur et le réseau. Cette fonction peut être d'autant plus intéressante lorsque des machines asynchrones sont utilisées comme génératrices. Le VSC peut imposer une tension et générer la puissance réactive nécessaire. De plus, le changement de direction du flux de puissance n'implique pas, avec une telle technologie, l'inversion du signe de la tension. Plusieurs topologies de ce type de convertisseur existent. Celle utilisée est à deux niveaux. Elle est présentée par la figure III.4.

Les diodes en antiparallèle imposent la limite de courant la plus basse en cas de défaut sur le réseau avec une borne supérieure du courant à ne pas dépasser de deux fois le courant nominal (2 p.u. soit 8000 A dans le cas étudié).

Le modèle de commande des convertisseurs a été réalisé par Pierre Rault au laboratoire du L2EP à Lille, [RCGN12]. La commande des convertisseurs n'a pas d'impact sur les signaux pendant les dix premières millisecondes après le défaut.

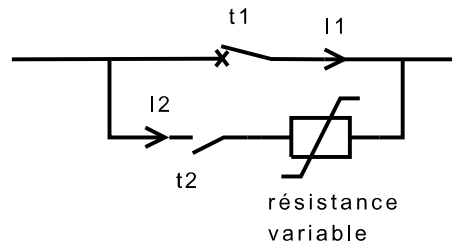


FIGURE III.5 – Modèle de l'organe de coupure

À la sortie des convertisseurs VSC, le filtre DC est constitué des deux condensateurs ($100 \mu\text{F}$), représentés sur la figure III.4, et d'une inductance de lissage (10 mH) sur chaque pôle. Le rôle de ce filtre est d'atténuer les hautes fréquences générées par le convertisseur. Ce filtre a une influence sur la dérivée du courant en cas de défaut.

Organes de protection

Les organes de protection comprennent des capteurs de mesure (courant et tension), une interface de calcul permettant l'évaluation des grandeurs pour la détection des défauts et un disjoncteur.

La grandeur utilisée pour la détection des défauts est le courant. Par conséquent, les capteurs de courant sont modélisés. La technologie choisie est le capteur à effet Hall. La bande passante du capteur et sa saturation sont pris en compte dans la modélisation.

La technologie de coupure envisagée dans le cadre des réseaux HVDC est le disjoncteur hybride (cf. [JJ11] et paragraphe III.2.b). Cette technologie permet l'interruption de forts courants DC tout en minimisant les pertes. Un modèle simple est utilisé pour représenter cet élément. La figure III.5 présente ce modèle. En régime permanent, le courant passe dans le disjoncteur. En cas de défaut, l'ordre d'ouverture est envoyé au disjoncteur qui s'ouvre 1 ms après cet ordre ($t_1 = t_{\text{ordre}} + 1 \text{ ms}$). Simultanément, le courant est transféré vers la branche de l'interrupteur. La résistance de cette branche augmente de manière linéaire jusqu'à ce que le courant soit inférieur à 10 A . Lorsque le courant est inférieur à 10 A , l'interrupteur s'ouvre ($t_2 = t(I_2 < 10 \text{ A})$).

Pour finir, le défaut est modélisé par une simple résistance.

III.2.d Protections

Contraintes

En cas de défaut, les sur-courants et les chutes de tension sont très importants. Les dérivées du courant sont de l'ordre du méga-ampère par milliseconde. Celle de la tension est de l'ordre de la dizaine de mégavolts par milliseconde. Or, les diodes en anti-parallèle dans les convertisseurs ne peuvent pas supporter plus de deux fois le courant nominal. Par conséquent, la contrainte la plus importante dans ce type de réseau est donc la rapidité avec laquelle le système de protection doit réagir. Le système de protection a quelques millisecondes pour détecter le défaut, trouver quelle partie du réseau est en défaut et ouvrir le disjoncteur.

L'algorithme des protections doit être sélectif c'est-à-dire qu'il doit couper uniquement la partie du réseau en défaut. De plus, l'algorithme ne doit pas déclencher lors de transitoires qui ne sont pas dus à un défaut comme par exemple lors de la connexion ou déconnexion d'un câble (déclenchement intempestif).

Plan de protection

Le plan de protection se décompose en trois éléments :

- protection des câbles (étudiée dans le paragraphe suivant),
- protection des jeux de barres, et,
- protection de secours.

La protection des câbles réagit en cas de défaut sur les câbles. Elle agit sur les disjoncteurs des départs du câble en question. La protection du jeu de barres réagit en cas de défaut entre les capteurs d'un même jeu de barres. Elle agit sur les disjoncteurs des départs et celui de la station de conversion. La protection de secours agit sur tous les disjoncteurs de la sous-station en cas de défaillance d'une protection (notamment les disjoncteurs). Tous ces systèmes de protection sont détaillés dans [DRC13].

Algorithme de protection

Étant donné les variations extrêmement rapides des grandeurs dans le réseau HVDC en cas de défaut, la détection du défaut ne pose pas problème. Cette détection peut être faite sur plusieurs critères (seuils sur le courant, tension ou bien dérivées). En revanche, la sélectivité ne peut être réalisée sans communication entre les différentes protections. Pour cela, une liaison de communication (fibre optique) est établie en parallèle de chaque câble. Ainsi, chaque protection peut communiquer avec la protection à l'autre extrémité du câble. Cette communication entre les protections permet d'utiliser le courant différentiel comme critère de sélectivité.

Les capteurs sont disposés de telle sorte qu'ils mesurent un courant positif lorsque celui-ci circule de la station vers le réseau continu. Le courant différentiel est la somme algébrique des valeurs des courants mesurés par les capteurs des deux extrémités des câbles. Ce courant est la différence entre le courant qui rentre à une extrémité et celui qui sort à l'autre extrémité. Le courant différentiel est positif lorsque le câble protégé est en défaut. Il oscille autour de zéro lorsque le défaut est extérieur à la zone protégée. Un seuil positif, $+I_{seuil}$, sur ce courant permet donc de détecter la zone en défaut. Cependant, le transitoire dans les liaisons saines ne doit pas être la source de déclenchements intempestifs. Étant donné l'orientation des capteurs, le premier front d'onde du défaut dans une liaison saine ne peut être que négatif. Ainsi, lorsqu'un front d'onde négatif est mesuré (inférieur au seuil négatif $-I_{seuil}$), la protection est bloquée pour le temps, Δt du transitoire.

L'algorithme est donc le suivant :

- si $I_{diff} > +I_{seuil}$ pour 3 échantillons consécutifs, envoi de l'ordre d'ouverture ;
- si $I_{diff} < -I_{seuil}$ pour 3 échantillons consécutifs, blocage de la protection pendant Δt ;
- sinon, attente.

Il est préférable d'attendre la valeur de trois échantillons consécutifs de façon à éviter les déclenchements intempestifs dus à des erreurs de mesure. La valeur du seuil, I_{seuil} ,

sous-station	1 et 2	3 et 4	5
courant nominal	2180 A	1250 A	1860 A
nb. de conducteur	9	5	8
courant critique	2700 A	1500 A	2400 A

TABLEAU III.1 – Dimensionnement des limiteurs de courant supraconducteurs

est fixée de manière empirique. Elle est déterminée en fonction de la rapidité d'action de l'algorithme et de la gamme de défauts détectés. La valeur choisie pour ce réseau est de 500 A. Le temps Δt de blocage de la protection est fixé à 20 ms.

Cet algorithme de sélectivité permet de détecter et isoler le défaut en moins de 2 ms.

Pour le cas d'un défaut sur la ligne 2 du côté de la sous-station 2, le défaut est détecté par les protections *Pr21* et *Pr12*, 410 μ s après le défaut en considérant que le signal de communication entre les deux protections se déplace à une vitesse de 200 km/ms (temps de détection des protections compris). À ce moment (410 μ s après le défaut), le courant dans les deux départs 12 et 21 est respectivement 4.9 kA et 36 kA. Une milliseconde plus tard (temps de réaction du disjoncteur), ils sont déjà de 13 kA et 64 kA respectivement.

Par ailleurs, la protection du jeux de barres est déclenchée par la mesure d'un courant différentiel entre le courant passant dans le capteur de la source et la somme des courants dans les départs. La protection de secours n'est pas décrite d'avantage dans cette thèse.

III.2.e Résultats de simulation

Les limiteurs de courant supraconducteurs sont positionnés au niveau des arrivées de chaque sous-station. Pour déterminer les courants critiques minimums pour chaque limiteur, la valeur maximum du courant nominal est multipliée par 1,2 pour éviter que les limiteurs de courant ne déclenchent sur un sur-courant transitoire (cf. partie II.2.c). On considère un conducteur dont le courant critique est égal à 300 A (valeur classique pour un conducteur de 12 mm de largeur). Pour adapter le courant critique des limiteurs au courant nominal, plusieurs conducteurs sont mis en parallèle (tableau III.1). Mis à part le courant critique qui est fixé arbitrairement, les caractéristiques utilisées pour ces simulations sont les caractéristiques du conducteur final pour le projet Eccoflow (cf. tableau II.6). Le tableau III.1 récapitule les différents courants critiques pour chaque limiteur de courant supraconducteur.

Les limiteurs de courant peuvent être dimensionnés comme détaillé dans la partie II.2.c. La longueur thermique $L_{thermique}$ pour une tension de 320 kV et un temps de limitation de 22 ms atteint 3000 m. Dans un premier temps, tous les limiteurs de courant ont un conducteur de 3000 m de long.

Un défaut franc (résistance de 1 Ω) entre les deux âmes des deux pôles et la terre (et les écrans qui sont à la terre) est fait sur la ligne 2 au niveau de la sous-station 2. Ce défaut engendre les courants les plus importants et donc les contraintes les plus fortes sur le réseau. La figure III.6 présente les courants dans le départ 21. Le courant est bien limité par le limiteur de courant. Le pic de courant passe de quasiment 80 kA sans limiteur à 40 kA avec limiteur.

Pour que le réseau puisse être protégé, le circuit doit être ouvert entre deux instants

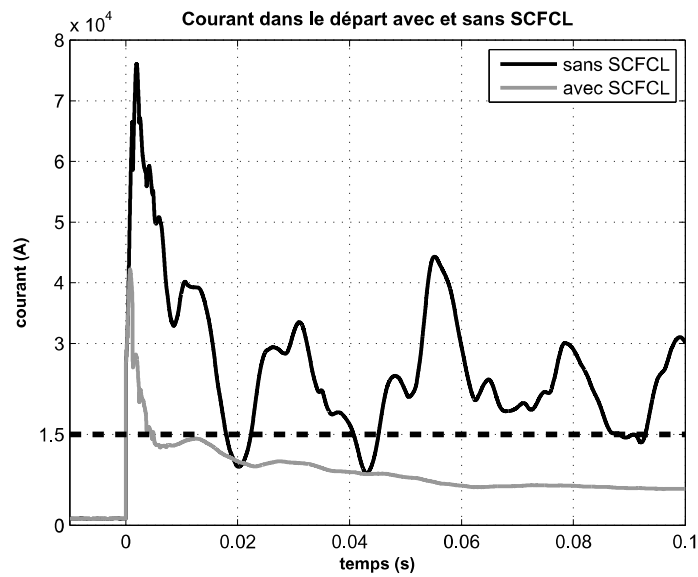


FIGURE III.6 – Courants du départ Pr21 avec et sans limiteur de courant supraconducteur. La ligne en pointillés représente le seuil des 15 kA.

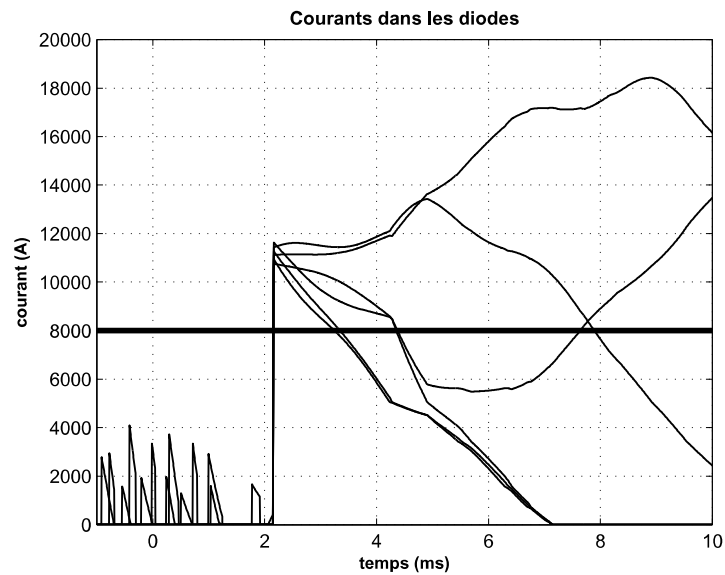


FIGURE III.7 – Courants traversant les diodes du convertisseur (figure III.4). Les traits représentent les courants dans les diodes et la ligne épaisse représente la valeur de 2 p.u.. Ces valeurs correspondent à un réseau sans SCFCL.

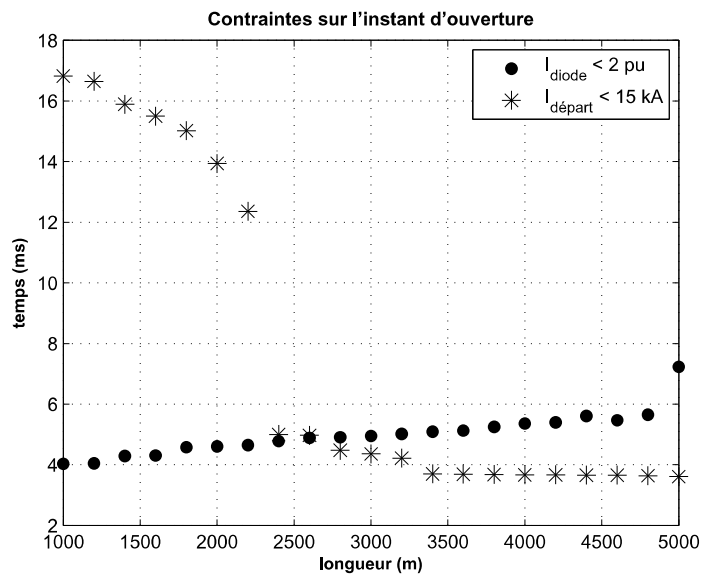


FIGURE III.8 – Temps maximum (déterminé par le courant dans les diodes) et temps minimum (déterminé par le courant à couper dans le départ) en fonction de la longueur de conducteur du SCFCL

donnés par deux bornes différentes. La première borne est celle donnée par le courant traversant les diodes, I_{diode} , dans les convertisseurs. Le circuit doit être ouvert avant que le courant dans les diodes ne dépasse 8000 A (deux fois le courant nominal, 2 pu). La figure III.7 présente les courants traversant les diodes. Le circuit doit être ouvert avant qu'un de ces courants ne dépasse la limite des 2 p.u. (ligne épaisse). La seconde borne est donnée par le courant à couper, $I_{départ}$. On considère que pour être coupé, le courant doit être inférieur à 15 kA (figure III.6, ligne en pointillés). Il faut donc attendre que le courant diminue en-dessous de ce seuil pour commander le disjoncteur. L'instant d'ouverture, $t_{ouverture}$ doit être compris entre les deux bornes données par le courant dans les diodes d'une part, et le courant à couper d'autre part. Cette contrainte est résumée par l'expression suivante :

$$t_1 < t_{ouverture} < t_2$$

avec $t_1 = t(i_{départ} < 15 \text{ kA})$ et $t_2 = t(i_{diode} > 2 \text{ p.u.})$. Dans l'exemple de la figure III.6, le courant dans les diodes dépasse la contrainte des 2 p.u. au bout de 4.95 ms à comparer avec 2.16 ms sans limiteur de courant (cf. figure III.7). Le courant dans le départ 21 passe en-dessous du seuil de 15 kA à 4.36 ms après le défaut. Le disjoncteur doit être ouvert entre 4.36 ms et 4.95 ms après le défaut. Sans limiteur de courant, le courant dans le départ 21 passe en-dessous de 15 kA beaucoup plus tard (environ 18 ms). Le limiteur de courant permet donc la réalisation de la protection de ce réseau.

Pour un bon fonctionnement des protections, il est nécessaire de rajouter dans l'algorithme de protection une condition sur le courant dans le départ. Pour donner l'ordre au disjoncteur de s'ouvrir, il faut que le courant qui passe dans le disjoncteur soit inférieur à 15 kA.

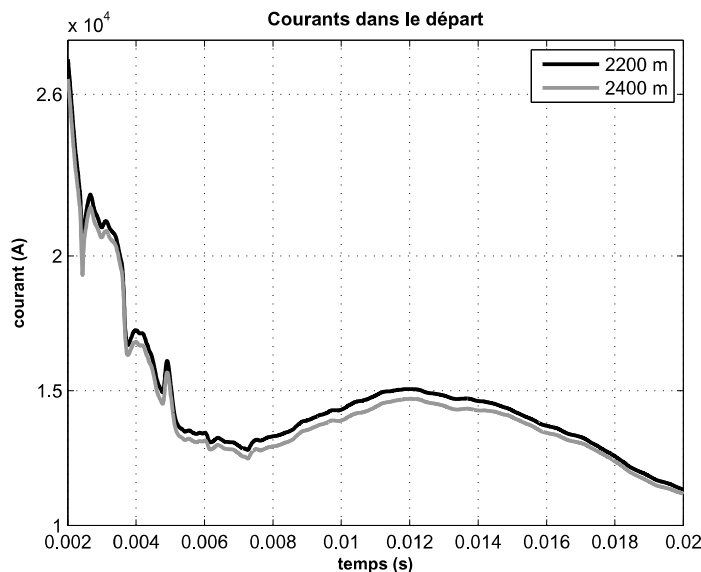


FIGURE III.9 – Courants dans le départ 21 pour les configurations avec un limiteur de courant dont le conducteur supraconducteur mesure 2200 m et 2400 m

Plusieurs simulations ont été faites en faisant varier la longueur du conducteur supraconducteur des limiteurs de courant de 1000 m à 5000 m. Ces longueurs sont à multiplier avec le nombre de conducteurs en parallèle pour chaque limiteur (longueur totale de conducteur utilisée). Ces simulations permettent de connaître l'influence de la longueur du conducteur sur les grandeurs observées et de trouver quelle est la longueur minimale pour que les contraintes décrites précédemment soient vérifiées. La figure III.8 présente ces résultats. Plus le conducteur est long, plus la résistance développée est importante (et moins la température est élevée). Ceci implique une diminution des courants dans les diodes et dans les départs. Par conséquent, le temps maximum pour l'ouverture du disjoncteur (t_2 , $t(I_{diode} > 2 \text{ p.u.})$) augmente avec la longueur du conducteur alors que le temps minimum donné par le courant à couper (t_1 , $t(I_{départ} < 15 \text{ kA})$) diminue. Tant que t_1 est supérieur à t_2 , la protection du réseau n'est pas possible car le courant qui passe dans les diodes est trop important avant que le disjoncteur sur le départ ne soit capable d'ouvrir le courant. Lorsque t_1 devient inférieur à t_2 , il est possible d'ouvrir le circuit avant que les diodes ne voient passer un courant trop important. Par conséquent, la protection du réseau est possible. Plus le conducteur est long, plus sa résistance sera importante et donc plus l'intervalle de temps entre t_1 et t_2 (pour ouvrir le circuit) est grand. La contrainte sur l'instant d'ouverture $t_{ouverture}$ ($t_1 < t_2$) décrite précédemment est vérifiée pour une longueur de conducteur minimum de 2800 m. En-dessous de cette longueur, les limiteurs de courant ne limitent pas suffisamment le courant pour que cette contrainte soit vérifiée.

D'autre part, on observe sur la figure III.8 une diminution brutale de l'instant d'ouverture par rapport au courant traversant le disjoncteur ($t(I_{départ} < 15 \text{ kA})$). Cette diminution brutale s'explique grâce à une oscillation du courant qui passe en-dessous de la limite des 15 kA comme exposé sur la figure III.9.

Pour toutes ces simulations, la température du conducteur supraconducteur a été observée. Le temps au bout duquel cette température dépasse 400 K est bien plus long que

les autres temps observés. La température du conducteur supraconducteur n'est donc pas une contrainte pour cette application.

Plusieurs types de défaut ont été simulés. Pour aucun d'entre eux, les limiteurs de courant ne semblent affecter le bon fonctionnement du système de protection. La limite de détection du défaut par le système de protection semble être pour un défaut entre l'âme du conducteur et la terre pour une résistance de défaut de 500 Ω (on considère que les défauts de plus de 200 Ω sont extrêmement rares).

III.2.f Conclusion

Avec le développement des parcs éoliens *off-shore* et des *supergrids*, les réseaux continus haute tension maillés ont un avenir prometteur. Mais actuellement, aucune technologie de disjoncteur n'est suffisamment rapide et a une puissance de coupure suffisamment élevée pour pouvoir sécuriser ces réseaux. Grâce aux limiteurs de courant supraconducteurs, il serait possible d'ouvrir le circuit avant toute dégradation du réseau.

III.3 Apport pour les réseaux de distribution

III.3.a Réseau de distribution

III.3.a-i Description

Les postes sources sont constitués d'un ou plusieurs transformateurs, d'un ou plusieurs jeux de barres ainsi que d'équipements de protection. Ils permettent d'abaisser la tension HTB (Haute Tension de niveau B, usuellement en 63 kV) du réseau de répartition en HTA (Haute Tension de niveau A, usuellement en 20 kV). Les postes de distribution sont constitués d'un transformateur et de ses appareils de protection. Ils permettent d'abaisser la HTA en BTA (Basse Tension de niveau A, usuellement en 400 V).

Le réseau de distribution se décompose en deux parties : la partie HTA et celle BTA. Le réseau de distribution HTA a en général une structure bouclable – quelques rares parties du réseau ne sont pas bouclables – c'est-à-dire qu'il existe plusieurs chemins pour alimenter les postes de distribution. Cependant, son exploitation est radiale grâce à la présence d'organes de coupure normalement ouverts. Ainsi chaque poste de distribution n'est alimenté que par un seul chemin. Cette redondance permet une reconfiguration rapide du réseau en cas de défaillances (lignes, transformateurs) ou lors de travaux de maintenance. Le réseau de distribution BTA a une structure radiale. La figure III.10 montre l'architecture des réseaux de distribution HTA la plus courante en France : la coupure d'artère. Depuis le poste source, les départs passent successivement par les postes de distribution à alimenter avant de se reboucler soit sur un départ d'un autre poste source, soit sur un autre départ du même poste source. La radialité est assurée par la présence d'un organe de coupure normalement ouvert.

III.3.a-ii Problématiques liées à l'insertion de génération d'énergie distribuée

Pour répondre aux politiques environnementales, l'un des problèmes majeurs du réseau de distribution actuellement, est l'accroissement du nombre de raccordements de généra-

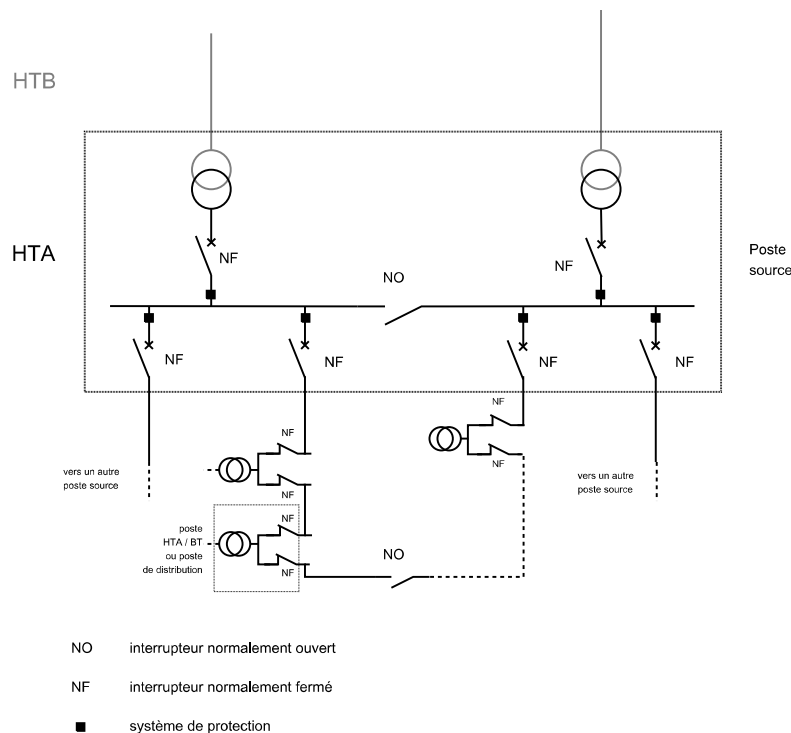


FIGURE III.10 – Structure du réseau HTA avec ses transformateurs, ses arrivées, départs, jeux de barres, disjoncteurs, système de protection et poste HTA / BT

tion d'énergie distribuée (GED). En effet, le raccordement de GED peut avoir plusieurs impacts sur le réseau de distribution, [Can00].

* Impact sur le transit de puissance

En l'absence de GED, le réseau de répartition alimente le réseau de distribution via les postes sources HTB / HTA. Le flux de puissance est donc unidirectionnel du poste source aux charges. Lorsque de la production d'énergie apparaît dans le réseau de distribution, il se peut que certaines charges soient alimentées par la puissance produite «localement». Le flux de puissance peut alors changer de direction si localement la consommation est inférieure à la production. Le flux de puissance pourrait même changer de direction au niveau du poste source, c'est-à-dire, que le réseau de distribution alimenterait le réseau de transport. Cette bidirectionnalité du flux de puissance peut entraîner un dysfonctionnement notamment des appareils de protection qui sont souvent unidirectionnels dans le réseau de distribution.

* Impact sur les courants de défaut

Lors d'un défaut, l'ensemble des générateurs du réseau contribuent au courant de défaut. Par conséquent, l'insertion de GED dans le réseau de distribution est à l'origine d'une augmentation des courants de défaut (augmentation de la puissance de court-circuit du réseau). De plus, elle modifie la répartition des courants de défaut. La modification des courants de défaut et de leur répartition, peut amener à un dysfonctionnement du système de protection (notamment de la sélectivité). Les deux cas les plus couramment décrits sont les déclenchements intempestifs (déclenchement de la protection alors qu'elle ne doit pas déclencher) et les aveuglements des protections

(la protection ne déclenche pas alors qu'elle doit déclencher).

* Impact sur le plan de tension

L'insertion de GED a un impact sur le plan de tension. Par exemple, la tension augmente aux nœuds de connexion des GED (et aux nœuds voisins). L'insertion de GED peut donc être bénéfique pour le réseau si la tension est trop faible ou un inconvénient si la tension est déjà trop élevée.

Le plan de tension d'un réseau de distribution est régulé grâce aux régulateurs en charge des transformateurs situés au niveau des postes sources. Pour décider du réglage de la tension à faire, le régulateur en charge prend en compte la tension mesurée au niveau du poste source référence. Son fonctionnement est donc optimisé pour un flux unidirectionnel. En effet, les réseaux de distribution, de par leur structure radiale, ont une tension qui décroît le long des départs. Or, en insérant des GED, cette décroissance n'est plus vraie. Par conséquent, la stratégie de «translation» du plan de tension pourrait ne plus être la réponse adéquate pour maintenir la tension dans les plages réglementaires ($\pm 5\%$, [É08]). Par exemple, si un départ ayant des GED et un autre départ n'en ayant pas, sont alimentés par le même régulateur en charge, ce dernier risque de réduire sa tension de sortie (du fait de la puissance fournie par les GED). Ceci peut entraîner une diminution de la tension sur le départ sans GED. Pour un bon fonctionnement du régulateur en charge avec des GED dans le réseau de distribution, des informations supplémentaires doivent être transmises au régulateur en charge.

* Impact sur la stabilité

En cas de défaut, des échanges de puissance peuvent se produire entre les différents générateurs du réseau. Ces oscillations peuvent être à l'origine d'une perte de la stabilité du réseau. Les GED ont également un impact sur les temps critiques d'élimination de défaut [Can00].

* Impact sur la qualité de tension

L'insertion de GED peut altérer la qualité de la tension [AH09]. En effet, certains types de GED peuvent être à l'origine du phénomène de «flicker», de creux de tension, d'harmoniques (électronique de puissance) et de déséquilibres.

Étant donnés les impacts du raccordement de GED dans le réseau de distribution, ce raccordement ne peut pas toujours se faire simplement. Les méthodes actuelles de raccordement des GED dans le réseau de distribution les plus courantes sont : le renforcement des lignes (remplacement des lignes existantes par des lignes avec des sections plus importantes) et la construction de départ dédié pour une GED (c'est-à-dire que la GED est reliée directement au poste source). Ces méthodes peuvent s'avérer coûteuses et ne sont donc pas viables à long terme pour une insertion massive de GED.

Dans le paragraphe suivant, nous considérons uniquement les impacts sur le plan de tension et de courant de l'insertion de GED dans le réseau de distribution. L'impact du raccordement de GED est étudié en changeant l'architecture exploitée.

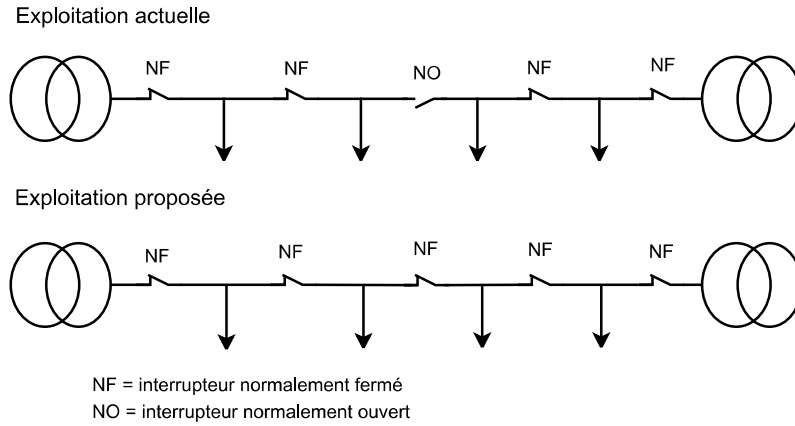


FIGURE III.11 – Exploitation actuelle (en France et dans la plupart des autres pays) du réseau de distribution et exploitation proposée dans cette partie

III.3.b Bienfaits du bouclage du réseau de distribution pour l'insertion de GED

La structure du réseau influe directement sur les grandeurs électriques du réseau (impédances, courants et tensions).

Changer l'architecture du réseau de distribution est difficilement envisageable (en tout cas à court terme) car cela est très coûteux. Dans cette partie, nous proposons d'utiliser la structure actuelle du réseau et de changer le mode d'exploitation de celle-ci en fermant des interrupteurs normalement ouverts.

Actuellement, le réseau de distribution a une architecture bouclée mais exploitée de façon radiale. Plus le réseau est maillé, plus le raccordement des GED au réseau de distribution sera facilité concernant les contraintes de tensions et courants du fait de l'augmentation de la puissance de court-circuit du réseau, [CPP05]. Pour augmenter la puissance de court-circuit du réseau de distribution, on propose de fermer certains ou tous les interrupteurs normalement ouverts. La figure III.11 présente l'exploitation actuelle du réseau de distribution et celle proposée dans cette partie.

Les bénéfices de cette exploitation bouclée pour l'insertion de GED ont été étudiés par Marie-Cécile Alvarez-Hérault ([AH09]). Une méthode stochastique basée sur Monte Carlo a été développée dans [AH09] afin d'étudier un critère d'acceptabilité d'un réseau de distribution donné face à l'insertion de GED. L'insertion d'une GED est acceptable si les normes du plan de tension et des transits de courant dans les lignes en régime permanent sont respectées. En effet, on considère qu'une GED peut être raccordée au réseau avec succès lorsque les contraintes en tension et en courant sont respectées. La contrainte de tension est la suivante : la tension doit être comprise entre $\pm 5\%$ de la tension contractuelle. La contrainte de courant impose que le courant soit inférieur au courant maximal que peut supporter la ligne. Le taux maximal d'insertion de GED d'un réseau est défini de la manière suivante :

$$\tau_{max} = \frac{P_{GEDmax}}{P_{conso}} * 100$$

avec P_{GEDmax} , la puissance maximale produite par des GED en respectant les contraintes techniques (de tension et de courant) et P_{conso} , la puissance totale consommée maximum.

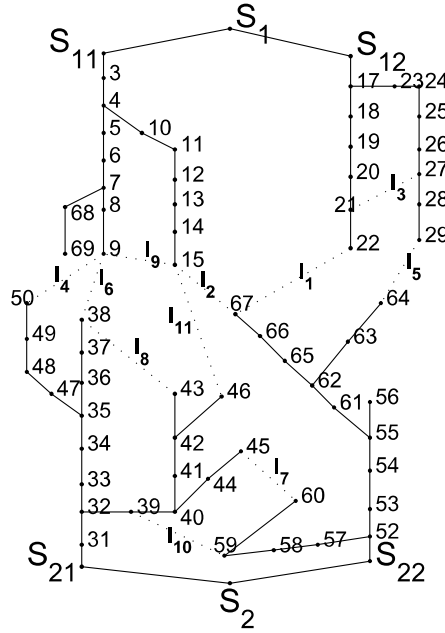


FIGURE III.12 – Réseau utilisé pour l'exemple

Comme la puissance, la localisation et le type de GED influent de façon importante sur les contraintes techniques, une méthode stochastique de type Monte Carlo a été utilisée. Pour un taux d'insertion de GED donné, cette méthode tire au sort différentes valeurs des puissances de GED et différents points de raccordement dans le réseau. Pour chaque tirage au sort de puissance et de site de raccordement, un calcul de *load flow* est fait pour déterminer les valeurs de courant et tension dans tout le réseau. Si les contraintes techniques sont vérifiées le tirage conduit à un succès et dans le cas contraire à un échec. Pour chaque taux d'insertion de GED, un nombre important de tirages au sort de couple, puissances des GED et sites de raccordement, est fait. Les succès (le couple puissances des GED et sites de raccordement vérifie les contraintes techniques) et les échecs (ne vérifie pas les contraintes techniques) sont comptabilisés. La probabilité de succès pour un taux donné est définie comme suit :

$$P(\tau) = \frac{n_{succès}(\tau)}{n_{essais}(\tau)}$$

avec $n_{succès}(\tau)$, le nombre de couples qui ont vérifié les contraintes techniques pour le taux d'insertion de GED τ et $n_{essais}(\tau)$, le nombre total de tirages pour le taux d'insertion de GED τ . Le taux maximal d'insertion de GED dans le réseau de distribution est défini tel que la probabilité de succès est supérieure à 0,99.

Cette méthode a été appliquée sur un réseau IEEE. Ce réseau est décrit dans [Das06]. Ce réseau d'une tension nominale de 11 kV et d'une consommation totale de 4,5 MW, a 70 nœuds. Il est présenté par la figure III.12. Il est constitué de deux postes sources (S_1 et S_2), quatre départs (S_{11} , S_{12} , S_{21} et S_{22}) et onze interrupteurs normalement ouverts (de I_1 à I_{11}). Il représente un réseau rural (lignes longues, problèmes de chute de tension).

La figure III.13 présente la probabilité de succès de l'intégration de GED (que le réseau fonctionne) en fonction du taux d'insertion de GED. L'algorithme a été exécuté pour

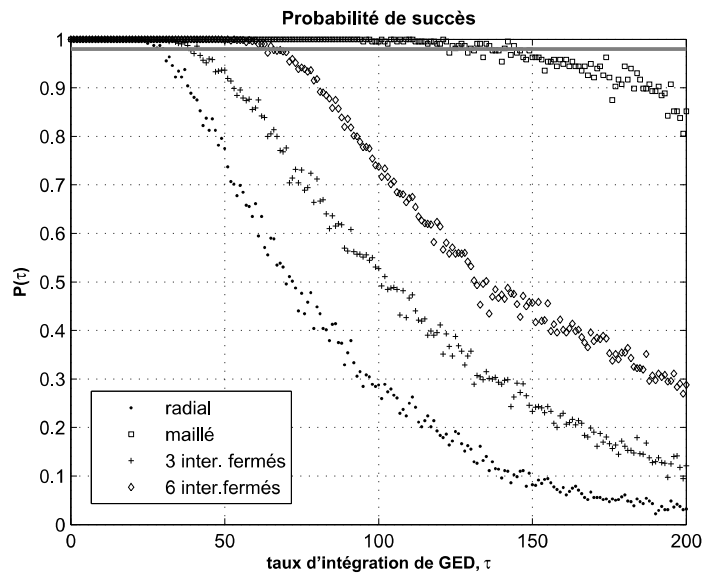
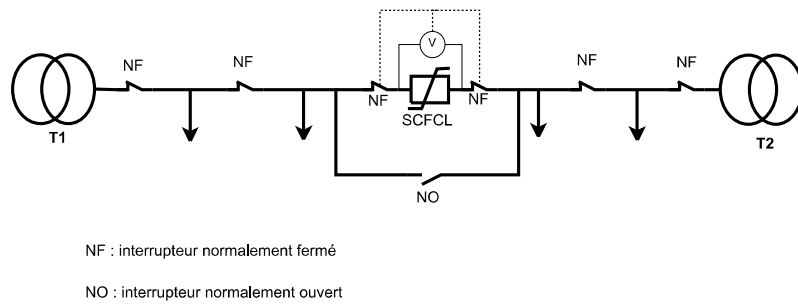


FIGURE III.13 – Probabilité de succès de l'intégration de GED dans un réseau en fonction du taux d'insertion

architecture	radial	maillé	3 inter. fermés	6 inter. fermés
τ_{max}	21 %	122 %	28 %	54 %

TABLEAU III.2 – Taux maximum d'insertion de GED en pourcentage de la puissance du réseau pour différentes densités de maillage

FIGURE III.14 – Le *déboucleur rapide* sur une artère

plusieurs architectures de ce réseau : le réseau radial (tous les interrupteurs normalement ouverts restent ouverts), tout maillé (tous les interrupteurs normalement ouverts sont fermés) et pour trois et six interrupteurs normalement ouverts qui sont fermés. Les régleurs en charge ont été modélisés par contre aucune compensation de la puissance réactive n'a été considérée. L'intersection de la probabilité de succès P avec le seuil 0,99 donne le taux maximal d'insertion de GED pour une architecture donnée. Le tableau III.2 donne les taux maximum d'intégration de GED dans le réseau en fonction de l'architecture choisie. On constate bien une augmentation importante de la probabilité de succès des raccordements de GED au réseau lorsque le réseau est bouclé (c'est-à-dire que des interrupteurs normalement ouverts sont fermés). Ainsi, en fonction de l'objectif à atteindre en terme d'insertion de GED, un nombre et un emplacement optimal de boucles existent (cf. paragraphe III.3.g-i).

Le temps de calcul et la robustesse de cet algorithme ont été récemment améliorés ([AHBG⁺13]). Dorénavant, grâce à des calculs d'intervalles de confiance, l'algorithme trouve la «cassure» c'est-à-dire le taux d'insertion de GED tel que la probabilité de succès soit supérieure à 0,99.

Cette partie a montré que l'exploitation bouclée d'un réseau de distribution permet d'augmenter le taux maximal d'insertion de GED. En d'autres termes, l'exploitation bouclée des réseaux permet une augmentation de la puissance de court-circuit du réseau en question. Le maillage est également bénéfique en termes de stabilité et de sécurité. Mais, en cas de défaut, l'augmentation de la puissance de court-circuit d'un réseau, implique une augmentation importante des courants de court-circuit. Suite à cette augmentation des courants de court-circuit, il peut être nécessaire de changer certains équipements du réseau qui ne pourraient supporter des courants de court-circuit aussi importants. De plus, le système de protection des réseaux de distribution n'a pas été conçu pour être utilisé sur des réseaux bouclés / maillés car aucune communication n'est possible entre les différentes protections du réseau de distribution. Par conséquent, en cas de défaut dans un réseau de distribution maillé (avec le système de protection actuel), tous les départs interconnectés doivent être ouverts pour l'élimination du défaut. En conclusion, le bouclage des réseaux de distribution impose un changement du système de protection.

III.3.c Principe du *déboucleur rapide*

De façon à profiter des bienfaits de fonctionnement du réseau en maillé pour l'insertion de GED et à contourner les problèmes induits en cas de défaut, nous proposons de

mailler le réseau de distribution en régime permanent et en cas de défaut de revenir à une architecture radiale. Pour cela, un limiteur de courant supraconducteur est inséré avec deux interrupteurs en parallèle de l'interrupteur normalement ouvert. Cet ensemble est par la suite appelé *déboucleur rapide*. La figure III.14 présente le *déboucleur rapide* sur une artère. Le principe du *déboucleur rapide* est de changer très rapidement l'architecture du réseau en cas de défaut. En régime normal, le SCFCL n'ayant pas de résistance, le réseau de distribution est bouclé. En cas de défaut sur le réseau, le SCFCL transite et insère une résistance importante ce qui permet de retrouver quasiment une architecture radiale. Au bout de quelques dizaines de millisecondes, le SCFCL est déconnecté grâce aux interrupteurs normalement fermés et le réseau a une architecture radiale le temps que ses protections agissent et que le défaut disparaisse. L'interrupteur normalement ouvert en parallèle du *déboucleur rapide* permet de court-circuiter ce dernier en cas de maintenance sur un départ ou un poste source.

Un système simple et autonome permet une meilleure fiabilité du système. Pour cela, le *déboucleur rapide* en milieu de ligne est indépendant de tout système de protection. Une mesure de tension est faite aux bornes du SCFCL. Cette mesure permet de connaître l'état du système (sain ou en défaut). C'est la mesure de cette tension qui va permettre de commander les interrupteurs associés au SCFCL. En régime normal, la tension aux bornes du SCFCL est nulle. En cas de défaut, le SCFCL va transiter et la tension à ses bornes va augmenter. Dès que la tension dépasse un certain seuil, l'ouverture des interrupteurs est commandée.

À l'ouverture de la maille, le SCFCL est déconnecté du réseau pour lui permettre de récupérer son état supraconducteur. Le temps maximum des cycles des protections pour la détection d'un défaut permanent peut atteindre jusqu'à environ 20 s. Le SCFCL doit être reconnecté au réseau et la maille doit être refermée quand tous les cycles des protections sont finis. Une dizaine de millisecondes après la reconnexion du SCFCL, si la tension aux bornes du SCFCL est différente de zéro, la maille est à nouveau ouverte. Ceci signifie que soit il y a à nouveau un défaut, soit le *déboucleur rapide* a un problème. Dans ce cas là, une action humaine est alors nécessaire pour un réenclenchement.

Ce principe de *déboucleur rapide* a déjà été proposé par [RNL⁺03]. Dans cet article, les auteurs proposent de boucler des artères du réseau de distribution. En cas de défaut, une fois le défaut localisé grâce à des technologies dont pour l'instant les réseaux de distribution ne sont pas équipés, l'artère est ouverte en utilisant un disjoncteur «ultra-rapide» capable d'ouvrir la boucle en moins de 100 ms. Le bouclage du réseau de distribution apporte plusieurs avantages en terme de plan de tension, pertes etc. Néanmoins, cette solution utilise des technologies qui restent à développer. De plus, une telle exploitation complexifie le système de protection du réseau et demande à changer les protections au niveau des départs (utilisation de protection directionnelles). Enfin, en cas de défaut, cette exploitation du réseau amplifie les problèmes de chute de tension avant que la boucle soit ouverte.

Bien sûr, pour boucler deux transformateurs, il est nécessaire que ceux-ci soient identiques (même niveau de tension, couplage, u_{cc} etc).

Une étude a été menée sur une artère simple entre deux postes sources. Pour vérifier le bon fonctionnement du *déboucleur rapide*, un protocole de test a été déterminé. Les deux cas extrêmes pour le *déboucleur rapide* sont les suivants :

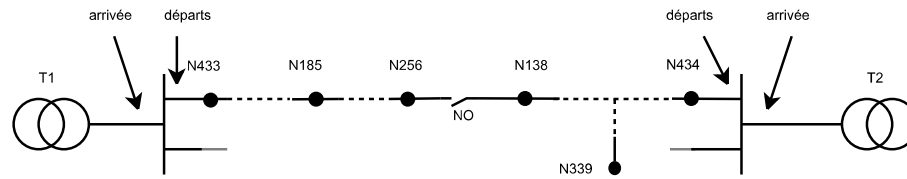


FIGURE III.15 – Réseau urbain de type français

- cas 1 : un défaut franc triphasé (courant de court-circuit le plus important) apparaît à proximité du *déboucleur rapide*. Si le *déboucleur rapide* ne développe pas une résistance suffisamment importante et suffisamment rapidement, le courant de court-circuit risque d'être «vu» dans la branche saine.
 - cas 2 : un défaut impédant monophasé (courant de court-circuit le plus faible) apparaît au point le plus loin électriquement du *déboucleur rapide*. Si le courant n'est pas assez important, le *déboucleur rapide* risque de ne pas déclencher (ne pas transiter). Par conséquent, le risque est de laisser le réseau bouclé alors qu'un défaut est apparu.
- Le but de ce travail est donc de vérifier que le *déboucleur rapide* réagit correctement dans ces deux cas extrêmes.

III.3.d *Déboucleur rapide* et système de protection du réseau

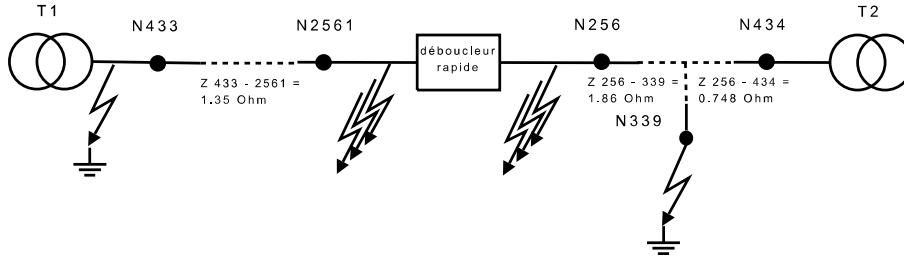
Dans cette partie, on étudie l'impact du *déboucleur rapide* sur le système de protection en place sur les réseaux de distribution. Le *déboucleur rapide* est en effet susceptible de perturber les protections qui réagissent en premier après le défaut. Les premières protections à réagir après un défaut sont les protections du cycle rapide. Ces protections sont étudiées. Toutes les autres protections sont inhibées pendant au moins 100 ms après le défaut (terre résistante, *shunt*, etc).

III.3.d-i Réseau utilisé

Le réseau utilisé, présenté par la figure III.15 est un réseau de distribution de type français. Une partie des lignes sont souterraines car ce réseau est urbain.

En France, dans les réseaux de distribution, le régime de neutre utilisé est le neutre impédant, c'est-à-dire qu'une résistance de $40\ \Omega$ connecte le point neutre du secondaire des transformateurs à la terre. Dans le cas des réseaux souterrains (câbles), cette impédance de neutre peut être une impédance de $12 + 12j\ \Omega$ ([Ele94]). Dans ce dernier cas, les courants de court-circuit seront plus importants (courants de court-circuit des défauts monophasés). Le fonctionnement du *déboucleur rapide* en sera donc d'autant plus facilité. De façon à se placer dans le pire des cas pour le *déboucleur rapide*, l'impédance utilisée pour les simulations suivantes est une résistance de $40\ \Omega$. D'autre part, un régime de neutre isolé n'est pas intéressant pour l'utilisation d'un *déboucleur rapide* car un tel régime de neutre réduit les courants de court-circuit des défauts monophasés. Or, plus les courants de défaut sont importants, mieux le *déboucleur rapide* fonctionnera.

Les deux postes sources 1 et 2 sont connectés via l'interrupteur normalement ouvert entre les nœuds N138 et N256. Dans un premier temps, le *déboucleur rapide* est positionné au nœud N256 (figure III.16). Le nœud N256 est donc scindé en deux nœuds N256 et

FIGURE III.16 – *déboucleur rapide* positionné au nœud N256

N2561.

Le *déboucleur rapide* est inséré en parallèle de l'interrupteur normalement ouvert entre les transformateurs 1 et 2. Le courant nominal passant dans le SCFCL est de 88 A maximum. La borne inférieure pour le courant critique du SCFCL serait de $1,2 \times 88 \text{ A} = 105 \text{ A}$. Initialement, le SCFCL inséré a un courant critique de 120 A, ce qui correspond à un conducteur de 4 mm de large. Ce dimensionnement respecte cette borne même si un courant critique légèrement inférieur pourrait être supporté. La longueur du SCFCL est de 250 m. L'influence de la longueur est étudiée dans la partie III.3.e-iii. La température du SCFCL reste en-dessous de 350 K même pour les défauts impliquant des courants importants.

Toutes les simulations concernant le *déboucleur rapide* ont été réalisées avec le logiciel *Alternative Transient Program* (ATP, version gratuite de EMTP).

III.3.d-ii Calcul des seuils des protections

Il y a deux catégories de défauts : les défauts polyphasés isolés (défauts biphasés et triphasés) et les défauts monophasés (défauts non isolés). Pour chacun de ces deux types de défaut, il y a les protections sur l'arrivée et sur chaque départ. Les premières protections susceptibles de déclencher sont les EPAMI (ensemble des protections à maximum d'intensité), [Ele94] et [Odd12]. En effet, les EPAMI sont susceptibles de déclencher un cycle rapide de réenclencheurs en 80 ms. D'autres protections existent notamment pour les défauts monophasés et à terre résistante comme par exemple l'automatisme de *shunt* ou la détection de terre résistante. Ces autres protections réagissent plus tard (elles ont au moins une temporisation de 100 ms).

Dans notre cas, un seul départ est considéré car nous nous intéressons seulement à une branche (artère).

* Seuils des départs

Défaut polyphasé

Ce seuil est basé sur le courant de défaut biphasé au nœud pour lequel l'impédance de court-circuit est la plus grande :

$$I_{ccb} = \frac{U_n}{2\sqrt{R_L^2 + (X_{HT} + X_T + X_L)^2}}$$

avec I_{ccb} , le courant de court-circuit d'un défaut au point pour lequel l'impédance de court-circuit est la plus grande, U_n , la tension nominale du réseau entre phases,

R_L et X_L , la résistance et réactance des lignes, X_{HT} , la réactance du réseau haute tension et X_T , la réactance du transformateur.

Le réglage du seuil I_r doit vérifier les conditions suivantes :

$$I_r < 0,8I_{ccb}$$

$$1,3I_n < I_r$$

Pour les deux départs considérés, $I_r = 0,8I_{ccb}$ a été retenu.

Défaut monophasé

Le réglage des relais homopolaires doit vérifier la condition suivante :

$$1,2 * 3I_0 < I_r$$

La valeur du courant résiduel $3I_0$ du départ lorsqu'un défaut franc apparaît sur un autre départ est égal à $3jC\omega V$ (courant capacitif du départ concerné). Ce seuil permet d'éviter un déclenchement intempestif en cas de défaut sur un autre départ du même jeu de barre.

* Seuils des arrivées

Défaut polyphasé

Ce réglage est calculé par rapport à l'intensité nominale I_{tn} du transformateur ou bien par rapport au courant nominal du jeu de barre I_{jbn} alimenté par cette arrivée :

$$\min(1,6I_{tn}, 1,3I_{jbn}) < I_r$$

Il faut prendre en compte les possibilités de surcharge du transformateur. Le critère en général retenu est de 25 % de surcharge. Dans ce cas, on a l'expression suivante :

$$1,25 * 1,6I_{tn} < I_r$$

Ce critère de surcharge a été retenu pour le transformateur T1 de sorte à respecter la sélectivité avec le départ.

Défaut monophasé

Le réglage de base avec le courant résiduel est le suivant :

$$I_r = 1,2I_{ormax}$$

avec I_{ormax} le seuil de réglage le plus élevé des départs.

Un autre type de réglage existe utilisant le paramètre β :

$$I_r = 1,2 \frac{I_{ormax}}{\beta}$$

Ce paramètre β est déterminé à partir des courants capacitifs des départs sains et du courant de l'arrivée. Dans le cas étudié, le paramètre β est proche du 1. Les deux réglages sont donc assez proches.

Les valeurs des seuils calculés sont données dans le tableau III.3 et III.4.

Seuils départs	défaut monophasé	défaut triphasé
transformateur T1	13,3 A	2004 A
transformateur T2	27,7 A	2148 A

TABLEAU III.3 – Seuils des protections des départs

Seuils arrivées	défaut monophasé	défaut triphasé
transformateur T1	15,9 A	2078 A
transformateur T2	33,2 A	3695 A

TABLEAU III.4 – Seuils des protections des arrivées

III.3.d-iii Résultats de simulation

Pour cette étude, le protocole présenté dans la partie III.3.c est utilisé. Un défaut triphasé franc est fait au nœud de connexion du *déboucleur rapide* c'est-à-dire aux nœuds N256 et N2561 (cas 1) comme indiqué sur la figure III.16. Dans ce cas, nous vérifions que les protections du départ et de l'arrivée sains ne déclenchent pas. Pour un défaut en N256, les protections du départ N433 ne doivent pas déclencher et inversement. La figure III.17 présente les courants dans les arrivées et départs (au niveau des protections) pour un défaut triphasé franc au nœud N256 avec les seuils des protections en pointillé. Les seuils des protections du départ et de l'arrivée sains ne sont pas atteints. Donc il n'y a pas de risque de déclencher ces protections. Le cas réciproque a été fait c'est-à-dire un défaut triphasé franc au nœud N2561. Les courbes sont similaires. Pour un défaut polyphasé (cas 1), le *déboucleur rapide* fonctionne correctement. De plus, la tension aux bornes du SCFCL augmente très rapidement (tension supérieure à 10 kV). Ce paramètre est important car il va déclencher l'ouverture des interrupteurs du *déboucleur rapide*.

Pour le cas 2, un défaut monophasé franc est fait au point le plus loin, du point de vue électrique, du transformateur «opposé». Pour le départ du transformateur 1, ce point est le nœud du jeu de barres, c'est-à-dire le nœud N433, avec une impédance totale de 2,1 Ω . Pour le départ du transformateur 2, ce point est le nœud N339 avec une impédance de 3,2 Ω . Avec de telles impédances, le nœud N339 semble être le plus critique. De plus, le nœud N339 n'a pas la même situation que le nœud N433 par rapport à la branche connectant les deux transformateurs T1 et T2. Un défaut en ce nœud N339, extérieur à la branche reliant les deux transformateurs, va permettre de vérifier qu'une telle situation ne pose pas problème. Les protections homopolaires déclenchant sur la somme des courants des trois phases, la figure III.18 présente les sommes des courants des trois phases pour chaque arrivée et départ. Le SCFCL ne semble pas avoir transité et donc le *déboucleur rapide* ne semble pas jouer correctement son rôle dans ce cas là. En effet, la tension aux bornes du SCFCL (figure III.19) n'augmente que très peu car le courant traversant le limiteur est très proche du courant critique. Dans le cas du défaut au nœud N339 et pendant les 50 premières millisecondes après un défaut au nœud N433, le limiteur de courant commence légèrement à transiter avant de retrouver un état non dissipatif. Sachant que le défaut au nœud N339 pourrait être un défaut monophasé impédant, la tension développée par le SCFCL n'est vraiment pas suffisante. La figure III.19 montre que dans le cas d'un défaut au nœud N433, le SCFCL réagit un peu plus. Néanmoins, le *déboucleur rapide* doit pouvoir fonctionner

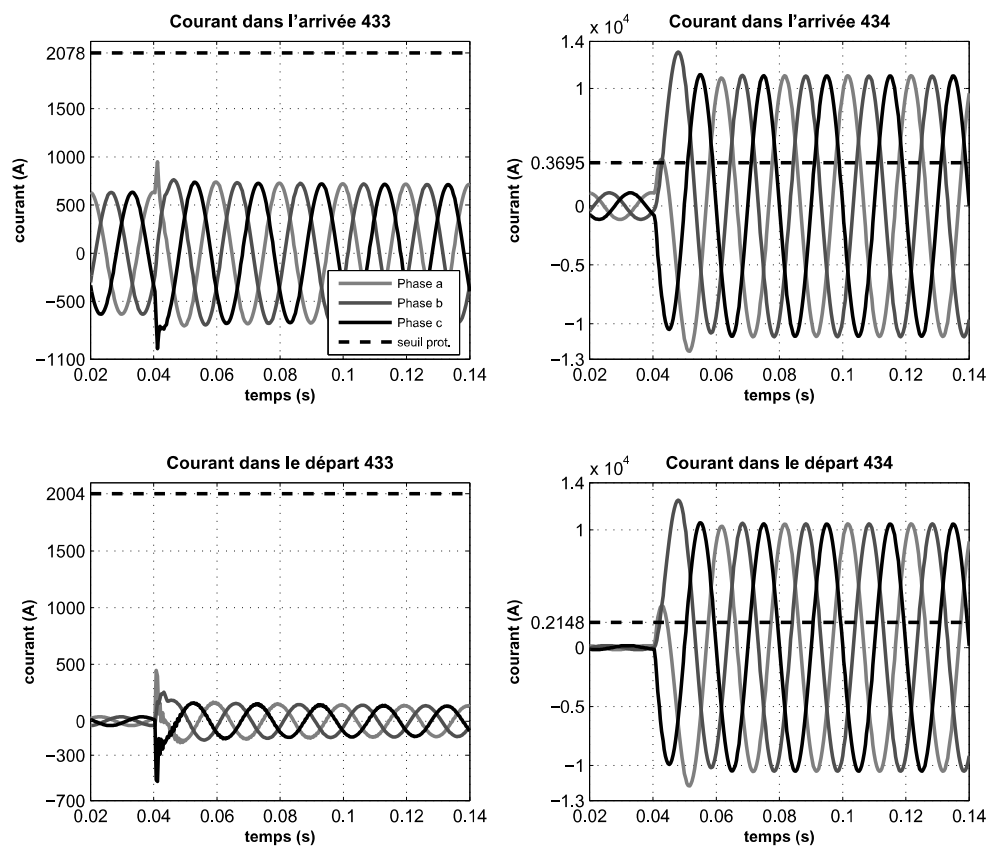


FIGURE III.17 – Défaut triphasé franc au nœud N256 avec les seuils des protections

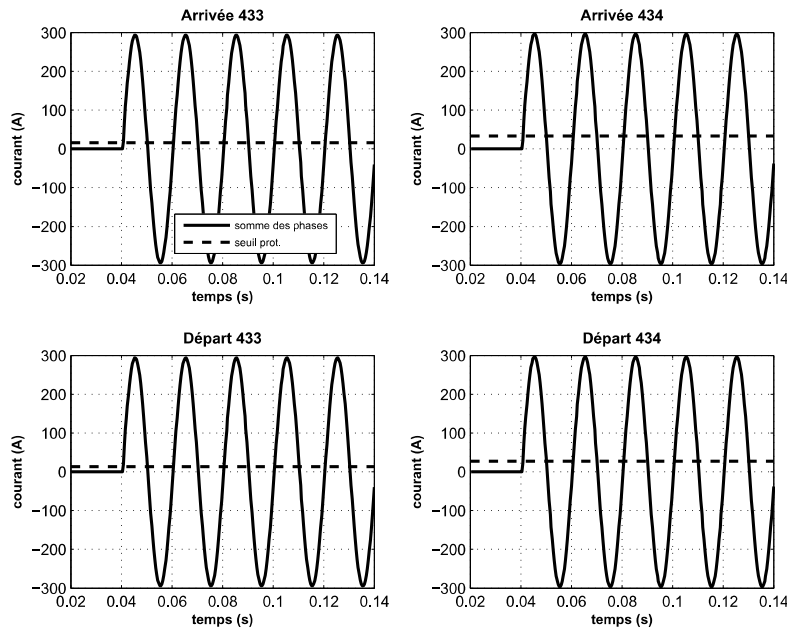


FIGURE III.18 – Défaut monophasé franc au nœud N339 avec les seuils des protections

pour tous les défauts. Donc, cette situation n'est pas satisfaisante.

Le *déboucleur rapide* semble fonctionner correctement dans tous les cas de défauts triphasés francs (cas 1) mais ne semble pas convenir pour certains défauts monophasés. En effet, le SCFCL transite de façon importante et suffisamment pour les défauts triphasés mais pourrait ne pas transiter du tout pour certains défauts monophasés. Si le SCFCL ne transite pas, le défaut du point de vue du *déboucleur rapide* ne sera pas détecté et l'artère restera bouclée en cas de défaut. Autrement dit, le *déboucleur rapide* ne convient pas si le courant de court-circuit qui traverse le SCFCL est trop faible par rapport à son courant critique. Deux alternatives sont possibles : soit il faut augmenter le courant de court-circuit du défaut, soit diminuer le courant critique du SCFCL. Le courant de court-circuit du défaut étant fixé, diminuer le courant critique du SCFCL peut être une solution. Le courant critique du SCFCL ne peut pas être inférieur à $1.2I_n$ (cf. le paragraphe II.2.c). Or le courant nominal du nœud où est situé le SCFCL est de 88 A. Sachant que le courant critique du conducteur choisi pour cet exemple est de 120 A, la marge n'est donc pas très élevée. Une possibilité est de déplacer le *déboucleur rapide* vers un point où le courant nominal est plus faible tout en restant dans la boucle entre les deux transformateurs.

D'autre part, même si le *déboucleur rapide* développe bien une tension importante en cas de défaut franc, il semblerait raisonnable de déclencher l'ouverture du *déboucleur rapide* le plus rapidement c'est-à-dire avant le déclenchement des premières protections.

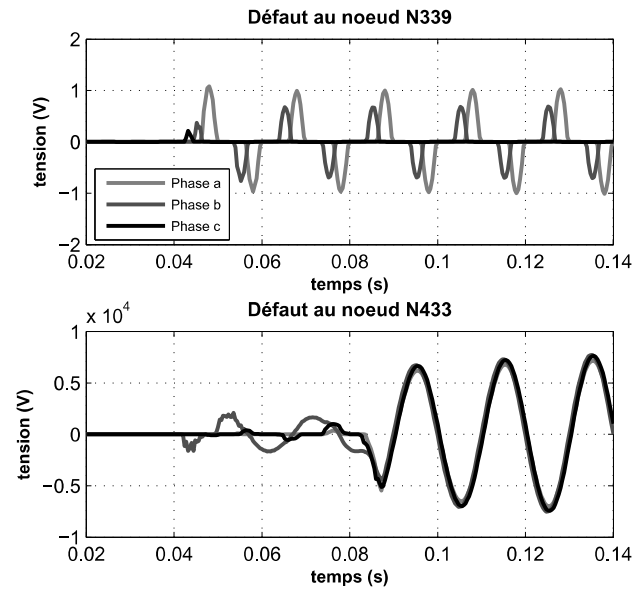


FIGURE III.19 – Tensions aux bornes du SCFCL pour des défauts monophasés aux nœuds N339 et N433

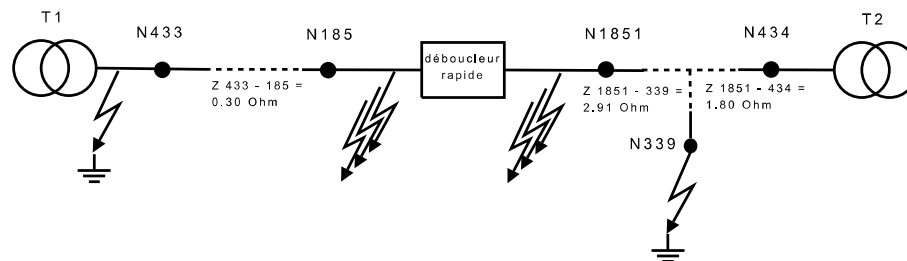


FIGURE III.20 – *déboucleur rapide* positionné au nœud N185

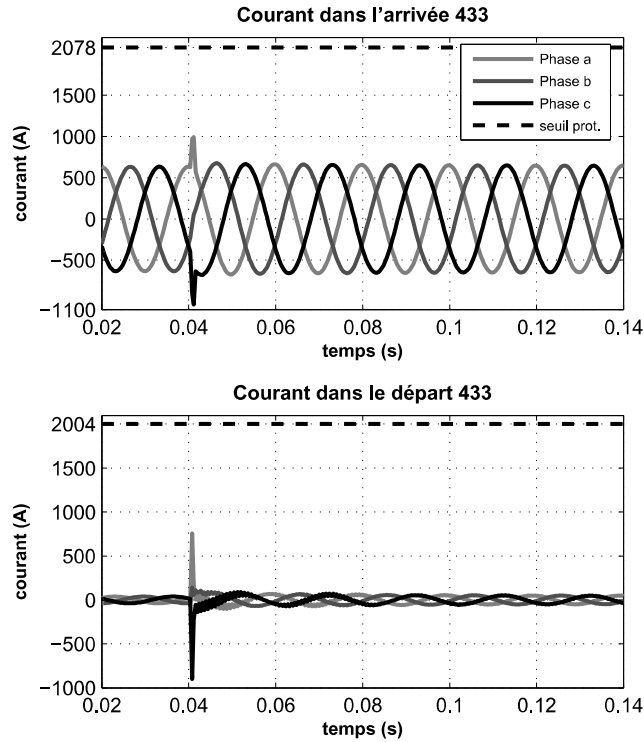


FIGURE III.21 – Courants à l'arrivée et au départ N433 pour un défaut triphasé en N1851

III.3.e Placement et dimensionnement du *déboucleur rapide*

III.3.e-i Vérification du bon fonctionnement du *déboucleur rapide*

Dans le réseau utilisé pour cette étude, l'interrupteur normalement ouvert n'est pas situé au point où le courant nominal est le plus faible. Le courant nominal au nœud N256 (nœud de positionnement de l'interrupteur normalement ouvert) est d'environ 88 A alors qu'au nœud N185 il est d'environ 33 A. Le SCFCL, placé au nœud N185, peut être dimensionné avec un courant critique beaucoup plus faible. On choisit un courant critique de 40 A. La structure de la branche étudiée est donnée par la figure III.20.

Le même protocole que dans le paragraphe précédent, a été suivi. Avec la structure précédente, le cas 1, ne pose pas de problème. Nous vérifions que cela est toujours le cas avec cette nouvelle structure. Un défaut triphasé au nœud N1851 semble plus critique qu'un défaut au nœud N185 du fait de la faible impédance des lignes entre les nœuds N433 et N185. La figure III.21 présente les courants de l'arrivée et du départ au nœud N433 pour un défaut triphasé au nœud N1851. Le SCFCL réagit suffisamment pour que les courants du départ sain ne soient pas trop impactés.

Le cas 2, avec la structure précédente (position précédente du *déboucleur rapide*), n'est pas viable pour le *déboucleur rapide* car il ne détecte pas un défaut monophasé franc au nœud N339. Avec la nouvelle structure, le SCFCL a pu être dimensionné avec un courant critique plus faible. Pour un défaut monophasé franc fait aux points les plus impédants du point de vue du SCFCL, le *déboucleur rapide* réagit comme souhaité. Sur la

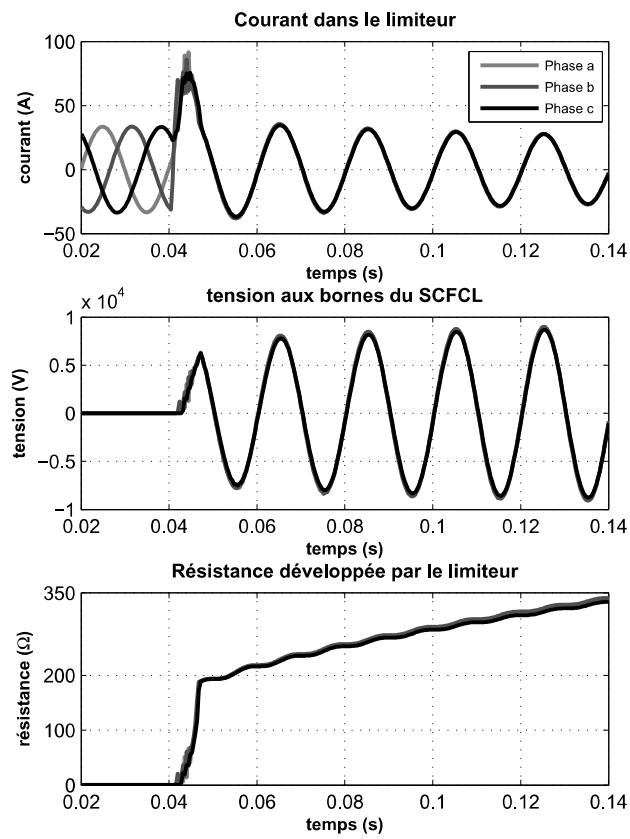


FIGURE III.22 – Courant, tension et résistance du SCFCL pour un défaut monophasé franc au nœud N339

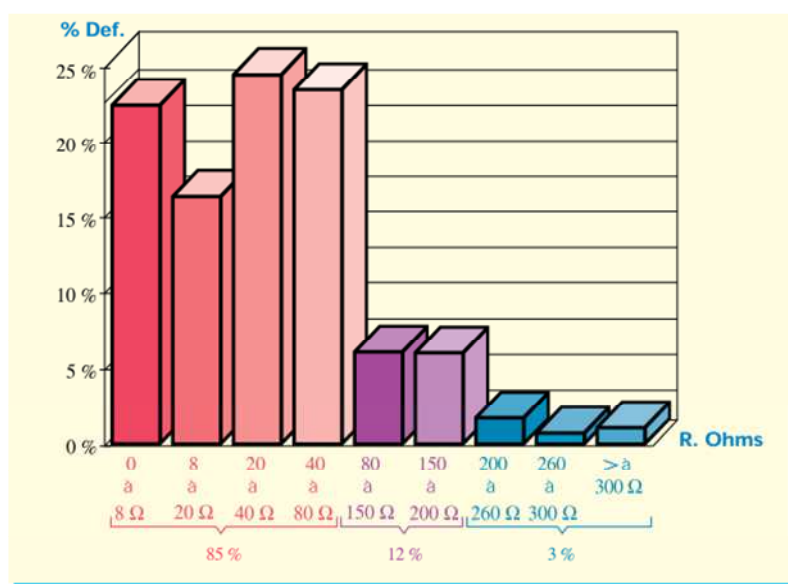


FIGURE III.23 – Impédance des défauts monophasés

figure III.22 sont tracés le courant traversant le SCFCL, la tension aux bornes du SCFCL et sa résistance pour un défaut monophasé franc fait au nœud N339. Un défaut identique aux nœuds N433 et N434 conduit à des courbes similaires. En conclusion, pour un défaut monophasé franc, cette nouvelle structure avec ce dimensionnement, convient.

Pour que le principe du *déboucleur rapide* soit acceptable, il faut que le *déboucleur rapide* soit capable de détecter et d'ouvrir la branche pour un défaut monophasé impédant. Selon [Cal], les défauts fugitifs, c'est-à-dire les défauts qui sont auto-extincteurs ou éteints par le réenclencheur, constituent 97 % des défauts. Parmi ces défauts fugitifs, les défauts monophasés forment 75 % alors que les défauts polyphasés ne forment que 25 % d'entre eux (ces statistiques concernent le réseau français de 20 kV pour l'année 2007). En ce qui concerne les défauts monophasés, la répartition des défauts monophasés impédants est présentée par la figure III.23 (cette figure est tirée de [É94]). Il est donc important d'étudier le cas des défauts monophasés impédants. On considère en général que les défauts monophasés ont une impédance qui peut aller jusqu'à 80 Ω . Au delà, les systèmes de protection ne sont pas capables de détecter les défauts. Par conséquent, dans cette étude, l'impédance maximale des défauts monophasés sera de 80 Ω .

Des défauts monophasés avec une impédance de défaut de 0 à 80 Ω aux nœuds N433, N434 et N339 ont été faits. Les figures III.24 et III.25 présentent ces résultats. Pour la première d'entre elles, le maximum de la tension aux bornes du SCFCL dans les 100 premières millisecondes après le défaut, est tracé en fonction de la résistance de défaut. Pour la seconde, la résistance développée par le SCFCL en 100 ms est tracée de même en fonction de la résistance de défaut. Sur ces deux figures, on retrouve le fait que plus le défaut est loin électriquement du SCFCL, moins ce dernier réagit. En effet, entre le nœud N433 et le SCFCL l'impédance des lignes est de 0,299 Ω soit la plus petite impédance entre le SCFCL et les défauts proposés. Pour un défaut au nœud N433, le SCFCL réagit de façon plus importante que pour les autres défauts proposés. De plus, le défaut au nœud N339, permet d'étudier le cas d'un défaut en dehors de la branche entre les deux transformateurs

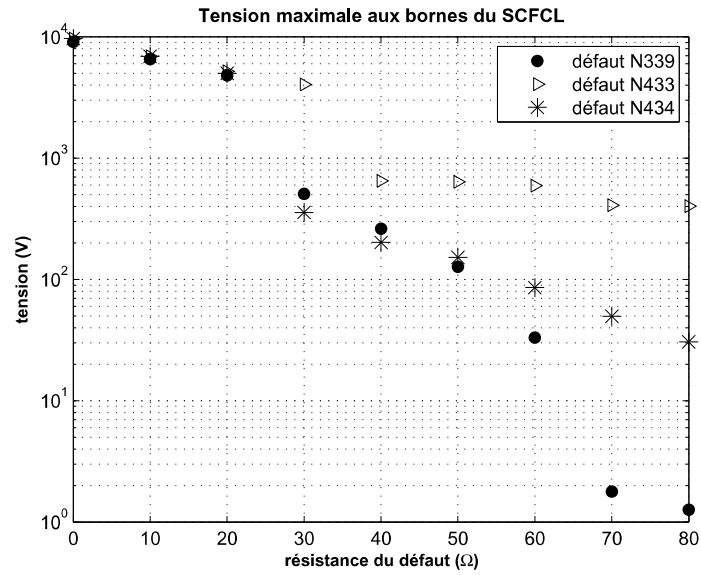


FIGURE III.24 – Tensions maximales atteintes par le SCFCL

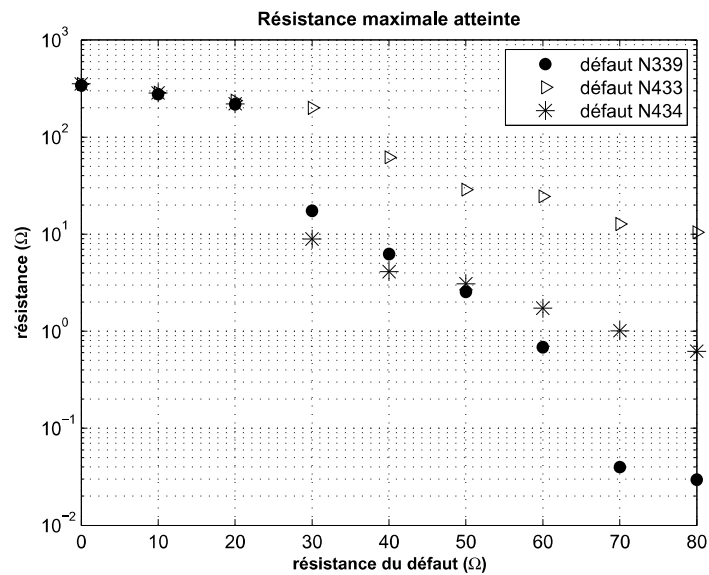


FIGURE III.25 – Résistances maximales atteintes par le SCFCL

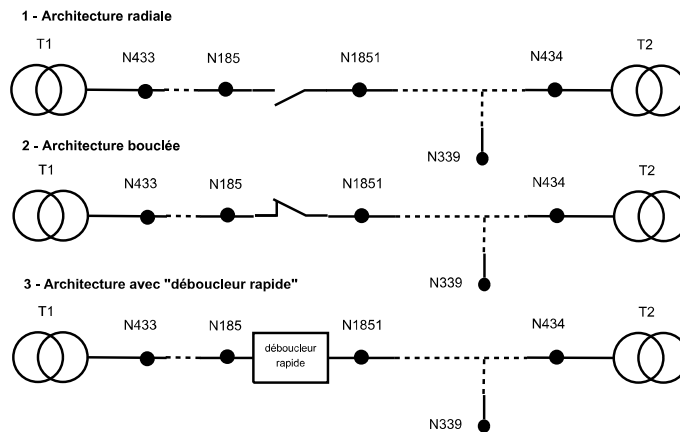


FIGURE III.26 – Les trois structures basées sur l'emplacement du *déboucleur rapide*

T1 et T2. Les défauts monophasés impédants aux nœuds N433 et N434 devraient toujours être détectés car la tension minimale développée par le SCFCL est de 30 V. Pour les défauts au nœud N339, pour une impédance de défaut inférieure à 70 Ω , le *déboucleur rapide* doit détecter correctement le défaut (tension supérieure à la dizaine d'Ohms). Pour une impédance de défaut supérieure à 70 Ω , la tension mesurée aux bornes du SCFCL n'est peut-être pas suffisante pour être détectée.

Néanmoins, cette seconde structure, permet un bien meilleur fonctionnement du *déboucleur rapide* par rapport à la première structure proposée même si un défaut très impédant au nœud N339 peut poser problème.

En ce qui concerne les défauts francs, le *déboucleur rapide* doit être dimensionné pour détecter et ouvrir la boucle avant que les protections des cycles rapides n'agissent. Dans le cas de défaut impédant, la protection de terre résistante est activée or celle-ci a une temporisation de 100 ms. Nous avons considéré que le *déboucleur rapide* doit être capable d'ouvrir la boucle avant 100 ms.

Le positionnement du *déboucleur rapide* au point de courant nominal le plus faible paraît le plus adéquat pour un bon fonctionnement. Dans les paragraphes suivants, le *déboucleur rapide* sera toujours positionné en ce nœud-là.

III.3.e-ii Comparatif réseau radial, bouclé avec et sans *déboucleur rapide*

Dans ce paragraphe, un comparatif des formes d'onde des trois structures suivantes est proposé :

1. architecture radiale avec un interrupteur ouvert au nœud N185 (équivalent où est situé le *déboucleur rapide*),
2. architecture bouclée sans *déboucleur rapide*
3. architecture bouclée avec *déboucleur rapide* au nœud où le courant nominal (nœud N185) est le plus faible de la branche comme détaillé dans la partie III.3.e-i.

La figure III.26 présente les trois structures.

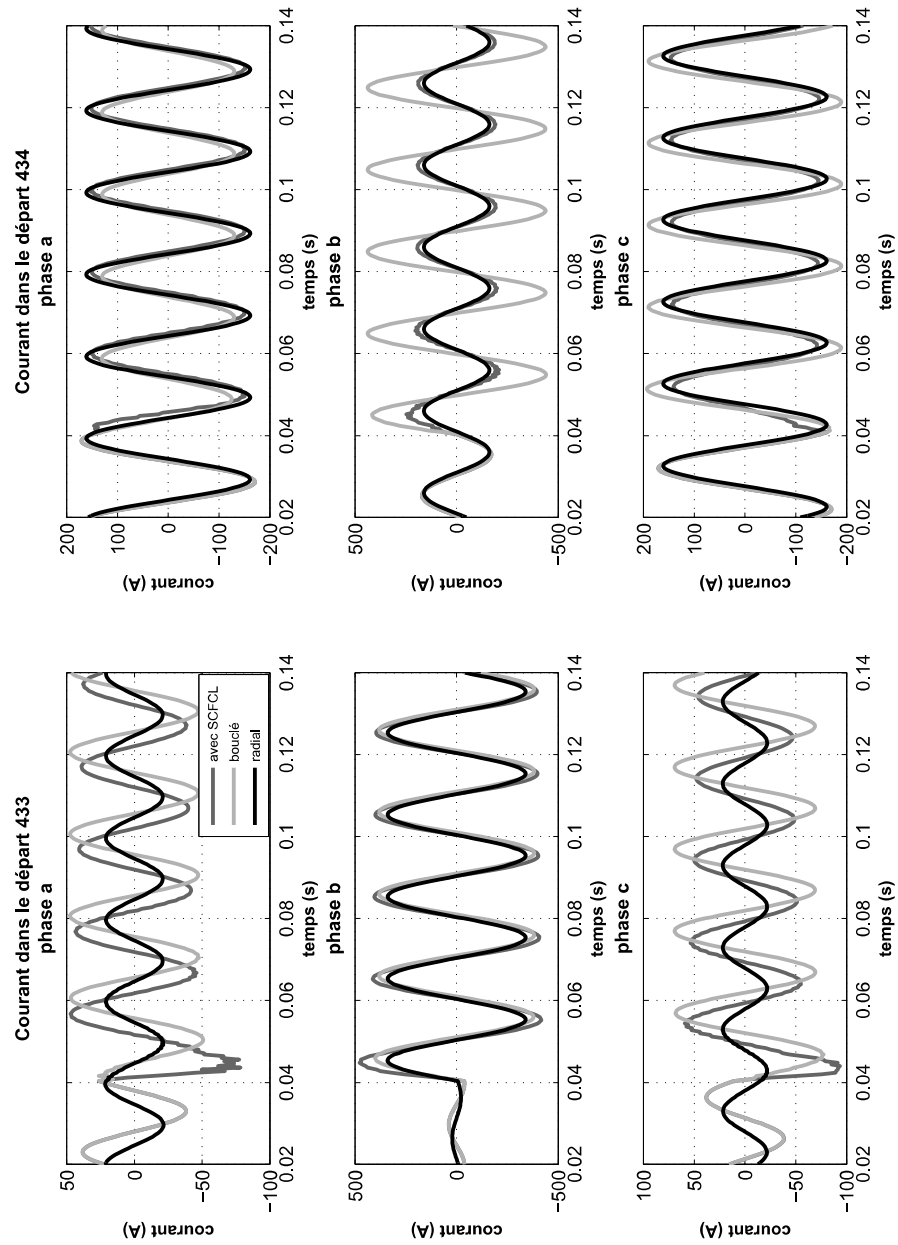


FIGURE III.27 – Comparatifs des trois structures pour un défaut monophasé franc au nœud N185 : courants

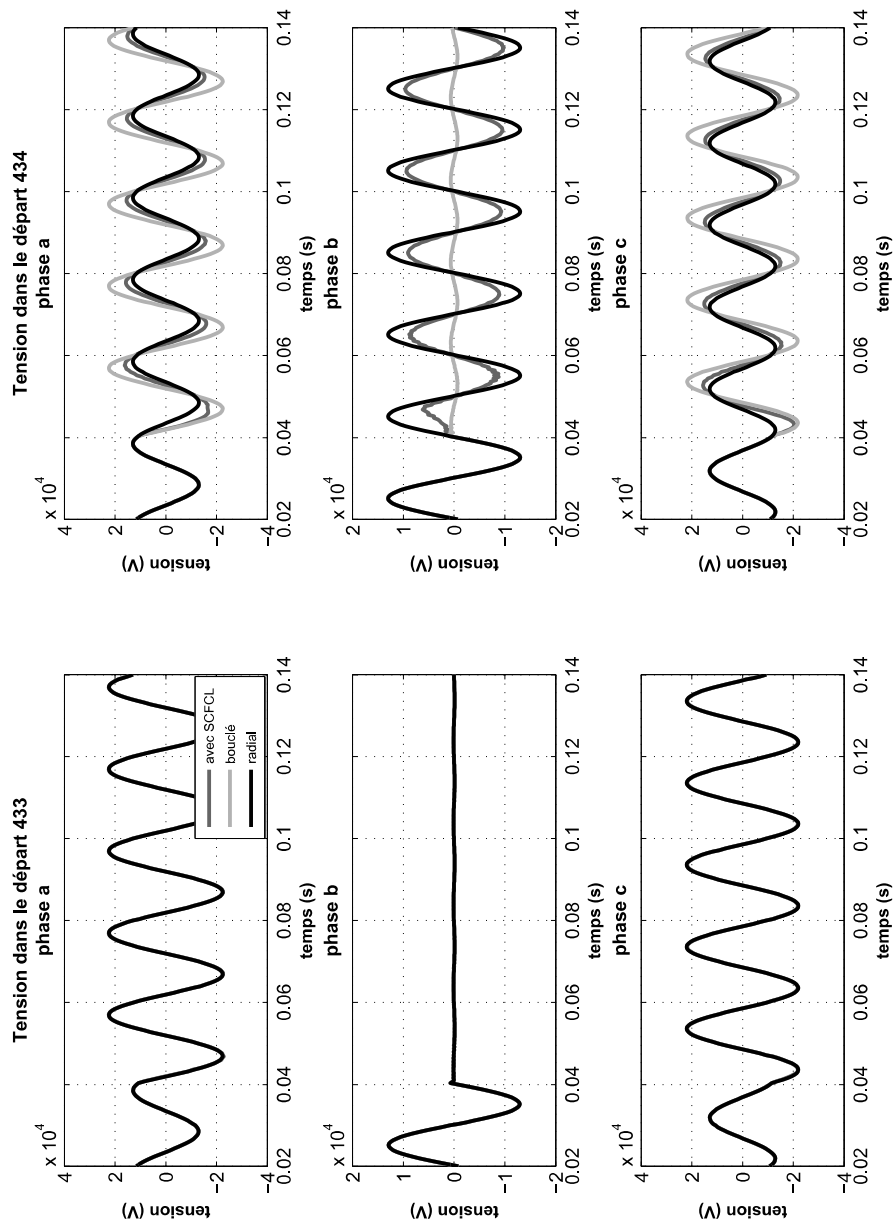


FIGURE III.28 – Comparatif des trois structures pour un défaut monophasé franc au nœud N185 : tensions

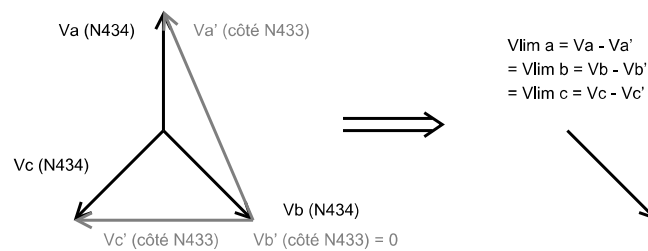


FIGURE III.29 – Diagramme de Frenel expliquant les tensions développées aux bornes du déboucleur rapide dans le cas d'un défaut monophasé

Défaut monophasé franc au nœud N185 : Pour cet exemple, un défaut monophasé franc a été fait au nœud N185 sur la phase b. Les figures III.27 et III.28 présentent respectivement les courants et les tensions aux départs N433 et N434 dans chaque phase. Les courbes du plus sombre au plus clair sont respectivement les caractéristiques de l'architecture radiale, architecture bouclée avec *déboucleur rapide* et architecture bouclée sans *déboucleur rapide*. Pour un défaut au nœud N185, le départ N433 (colonne de gauche) est en défaut alors que le départ N434 ne l'est pas (dans le cas de la structure radiale). Observons tout d'abord les courants. Pour un défaut monophasé, dans le cas d'une architecture radiale, seulement la phase en défaut est touchée en ce qui concerne les courants (les inductances mutuelles entre les lignes ne sont pas modélisées). Pour les deux architectures bouclées, les courants du départ N433 augmentent notablement. Le courant dans le cas avec *déboucleur rapide* est légèrement limité du fait de la transition du SCFCL. Contrairement aux autres architectures, les courants pour l'architecture avec *déboucleur rapide* ne sont plus déphasés de $\frac{2\pi}{3}$; les deux phases saines se mettent pratiquement en phase. Ceci est dû au fait que les trois phases sont en phase en un point qui est le *déboucleur rapide* (cf. figure III.22). En négligeant l'impédance des lignes par rapport à l'impédance développée par le limiteur de courant supraconducteur, la figure III.29 explique pourquoi toutes les tensions aux bornes du *déboucleur rapide* sont en phase. Pour ce qui est des courants dans le départ N434, les courants pour l'architecture radiale et pour l'architecture bouclée avec *déboucleur rapide* sont assez proches. Ceci témoigne d'un « bon fonctionnement » du *déboucleur rapide*.

En ce qui concerne les tensions (figure III.28), elles sont pratiquement identiques au niveau du départ N433 car ce départ est le départ en défaut. Au niveau du départ N434, la tension dans le cas de l'architecture avec un *déboucleur rapide* se rapproche des caractéristiques pour une architecture radiale tant au niveau de l'amplitude qu'au niveau du déphasage alors que les tensions pour l'architecture maillée sont identiques sur les deux départs. Cette différence marque bien l'action du *déboucleur rapide*.

Ces deux figures III.27 et III.28 montrent comment pour un défaut monophasé, le *déboucleur rapide* pourrait permettre d'occulter le défaut au départ sain.

Dans un second temps, le comparatif proposé est entre l'architecture actuelle du réseau (interrupteur normalement ouvert situé au nœud N256), l'architecture bouclée et celle bouclée avec *déboucleur rapide* (au nœud N185). La figure III.30 présente les trois architectures.

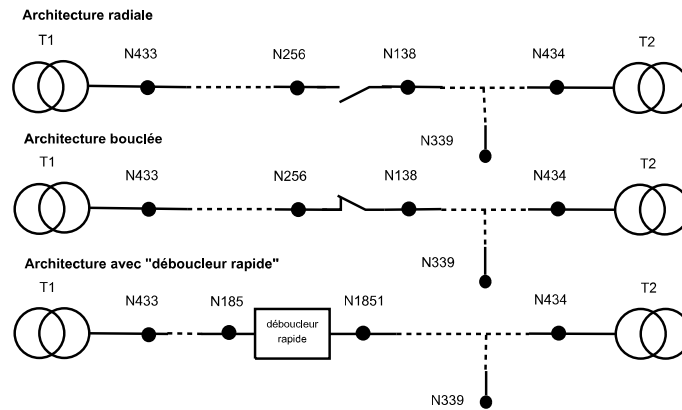


FIGURE III.30 – Les trois structures : radial, bouclé avec et sans *déboucleur rapide*

Défaut monophasé franc au nœud N339 : Un premier défaut monophasé franc est fait au nœud N339 (nœud le plus loin électriquement du transformateur du départ sain). Les résultats sont donnés par les figures III.31 et III.32. La présentation des données est équivalente aux figures précédentes. Le défaut est fait cette fois-ci du côté du départ N434, c'est-à-dire que le départ N433 est sain et le départ N434 est en défaut. En ce qui concerne les courants, on retrouve des courbes assez similaires à celles de la figure III.27. On remarque que les courants dans les phases en défaut pour les architectures bouclées sont plus proches du déphasage de $\frac{2\pi}{3}$ que dans l'exemple précédent. Ce déphasage dépend du lieu du défaut (impédance) par rapport aux départs où les courants sont observés. Par contre, on retrouve un déphasage important pour les phases saines par rapport au $\frac{2\pi}{3}$ du côté du départ sain N433. Pour l'architecture avec *déboucleur rapide*, les courants retrouvent des amplitudes proches de celles en régime nominal quelques millisecondes après le défaut. D'autre part, on remarque d'autant plus dans ce cas, la différence de répartition du courant entre les deux départs. Le courant nominal du départ N433 est beaucoup plus faible dans le cas d'un réseau bouclé par rapport à une structure radiale. Cette diminution de courant au départ N433 est compensée par une augmentation significative de courant dans le départ N434. Le bouclage de ces deux transformateurs amène à un déséquilibre en courant entre les deux départs N433 et N434.

En ce qui concerne les tensions, les caractéristiques sont assez similaires à celles observées dans l'exemple précédent. Dans la phase en défaut et au niveau du départ en défaut (N434), on observe une petite tension pendant le défaut. Celle-ci est due au fait que le défaut est plus loin électriquement par rapport à l'exemple précédent ce qui permet d'avoir une tension au niveau du départ (en défaut). Pour les autres courbes, les résultats sont vraiment semblables.

Pour un défaut monophasé, il est intéressant d'observer les courants passant dans la mise à la terre du neutre au niveau des deux transformateurs des postes sources. La figure III.33 présente ces courants. Les courants dans le neutre du transformateur au nœud N434 sont tous identiques car ce départ est en défaut. Dans le neutre de l'autre transformateur (au nœud N433), dans le cas d'une architecture radiale, ce courant est nul (il n'y a pas de courant homopolaire). En ce qui concerne l'architecture bouclée, on retrouve bien un courant de même amplitude que dans le neutre de l'autre transformateur.

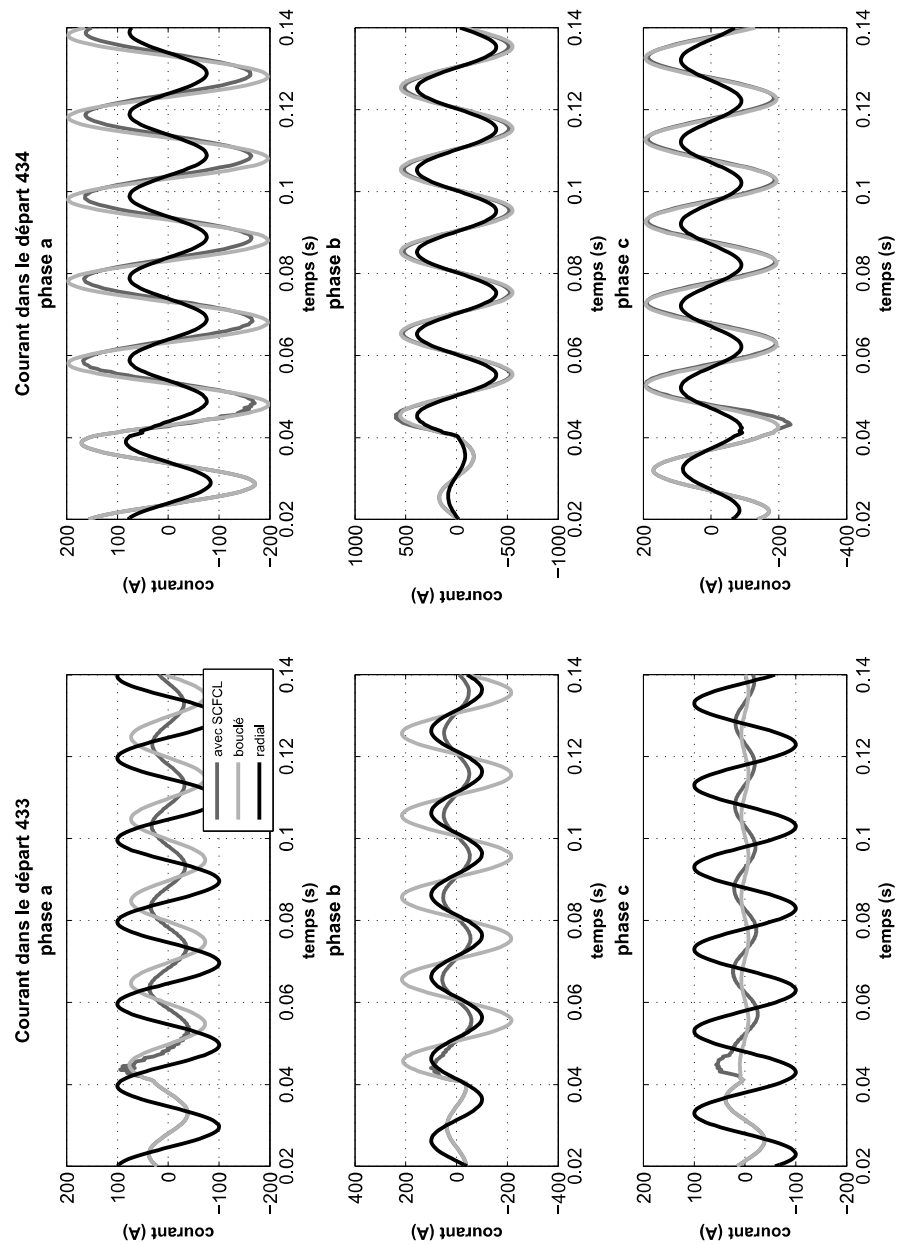


FIGURE III.31 – Comparatifs des trois structures, défaut monophasé au nœud N339 : courants

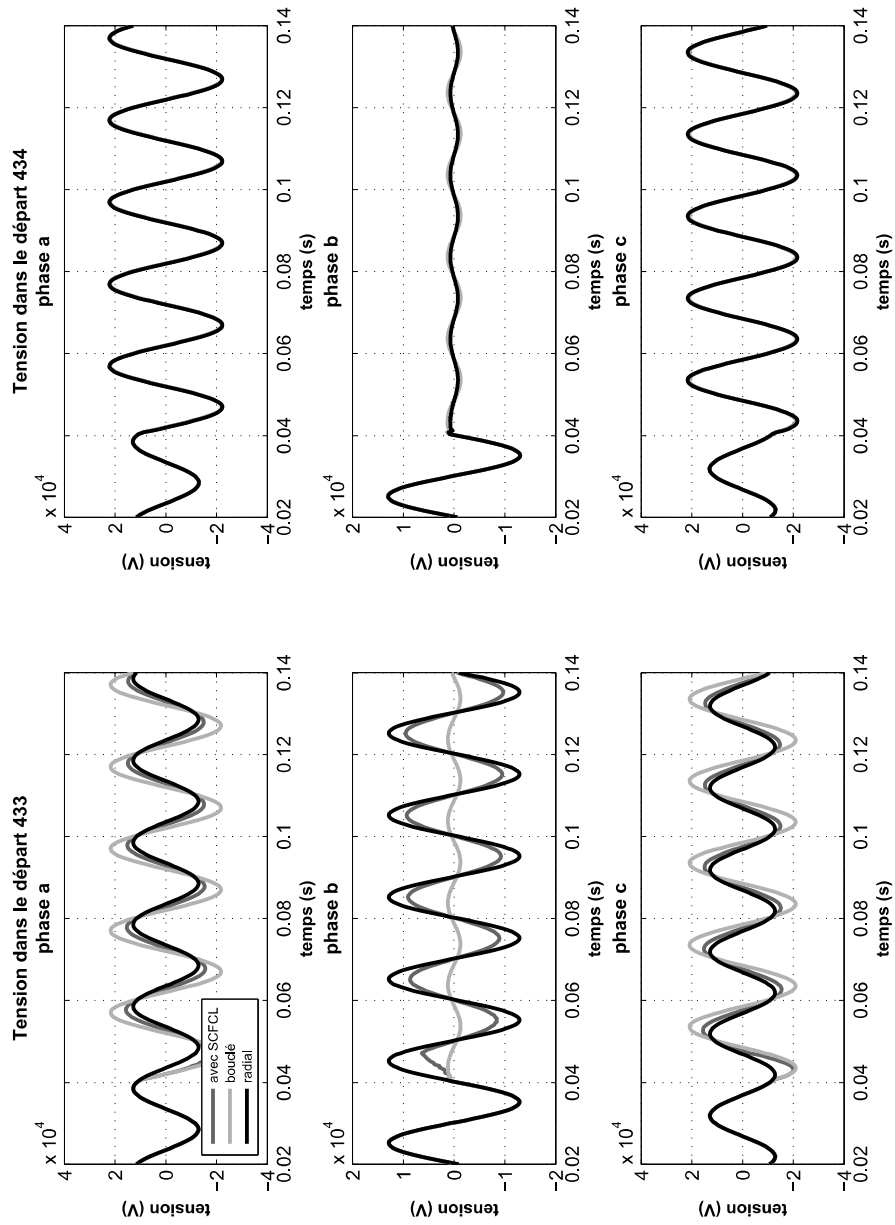


FIGURE III.32 – Comparatif des trois structures, défaut monophasé au nœud N339 : tensions

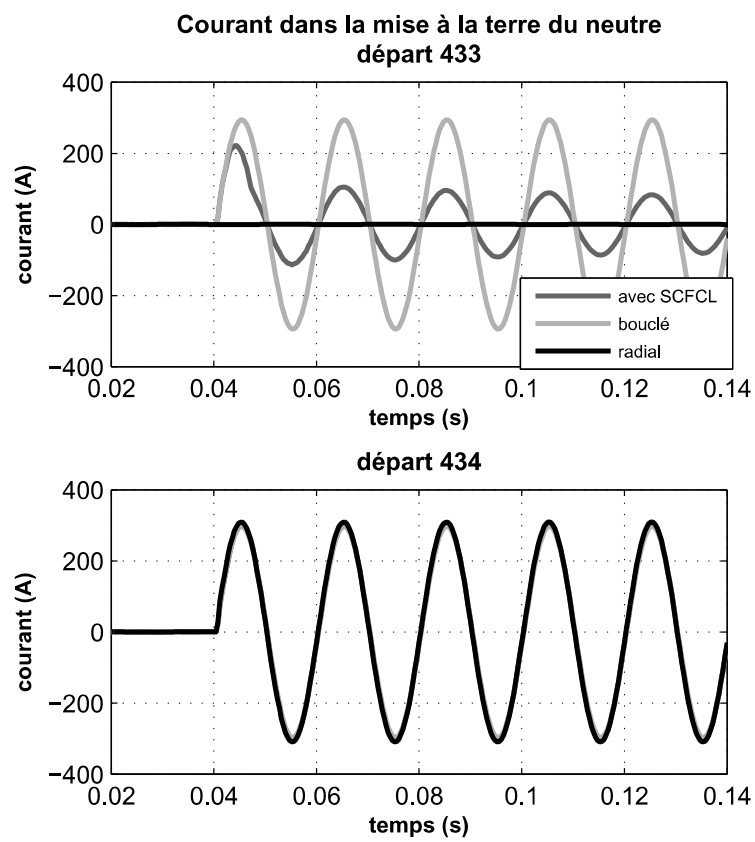


FIGURE III.33 – Courants dans les mises à la terre du neutre des postes sources

Par contre, pour l'architecture avec le *déboucleur rapide*, ce courant dans le neutre diminue mais son amplitude reste tout de même importante par rapport aux seuils de protection de terre résistante. Il est donc important de «déboucler» au plus vite l'artère.

Défaut triphasé franc au nœud N339 : Le dernier exemple proposé est une comparaison des trois mêmes structures avec un défaut triphasé isolé par rapport à la terre, franc au nœud N339. Les figures III.34 et III.35 présentent les courbes obtenues. Seules les premières alternances après le défaut sont données de façon à différencier plus facilement les courbes. Les courants pour l'architecture bouclée avec limiteur et radiale sont très similaires et difficilement discernables. La figure III.36 est un détail de la phase a au départ N433 (départ sain). Sur cette figure, on observe bien que le courant dans le cas de l'architecture avec *déboucleur rapide* est identique aux courants de l'architecture bouclée en régime nominal. Juste après le défaut, on peut voir la transition du SCFCL suivie par un retour du courant autour de ses valeurs nominales tandis que le courant de l'architecture bouclée sans *déboucleur rapide* augmente. Dans le départ sain, on observe les courants importants qu'il peut subir dans le cas d'un défaut triphasé pour une architecture bouclée sans *déboucleur rapide*. D'autre part, on remarquera que les courants dans le départ en défaut pour une architecture bouclée sont légèrement plus faibles.

En ce qui concerne les tensions (figure III.35), les courbes du départ en défaut sont très similaires. Pour le départ sain, on constate une légère baisse de la tension pour l'architecture bouclée que l'on ne retrouve pas en présence du *déboucleur rapide*.

III.3.e-iii Dimensionnement de la longueur du SCFCL

Dans cette partie, nous nous intéressons au dimensionnement du limiteur de courant supraconducteur. Ce dimensionnement consiste en deux principaux paramètres : le courant critique du conducteur supraconducteur et la longueur de ce conducteur. En ce qui concerne le courant critique du conducteur (c'est-à-dire le choix du conducteur), ce paramètre est fixé par le courant nominal (cf. partie III.3.e-i). En revanche, la longueur du conducteur est le résultat d'un compromis entre la température maximale que peut subir le conducteur, la résistance qu'il peut développer et le coût du conducteur. Pour toutes les simulations précédentes, la longueur du conducteur était fixée à 250 m. On propose dans cette partie de faire varier la longueur pour en étudier les effets.

La longueur étant fixée par les contraintes thermiques, l'exemple donné dans cette partie est pour un défaut triphasé au nœud N1851 (cas pour lequel le courant dans le SCFCL est le plus important donc la température maximale). Cette simulation a été faite pour plusieurs longueurs de 150 à 250 m par pas de 10 m. Plus on augmente la longueur du conducteur, moins la température maximale sera élevée. De plus, plus le conducteur est long, plus sa résistance est importante (résistivité linéique fixée). Par ailleurs, comme la résistivité du conducteur augmente avec la température, la résistance du conducteur pourrait se stabiliser ou décroître quand la longueur augmente. Avec les dimensions proposées (longueur maximum de 250 m), cette tendance n'est pas observée (cf. figure III.37). Donc, on pourra en conclure que plus la longueur augmente, plus la résistance augmente (figure III.37). Les figures III.38 et III.37 présentent les résultats de ces simulations. Sur ces deux figures, il y a deux jeux de données : les valeurs atteintes 60 ms après le défaut

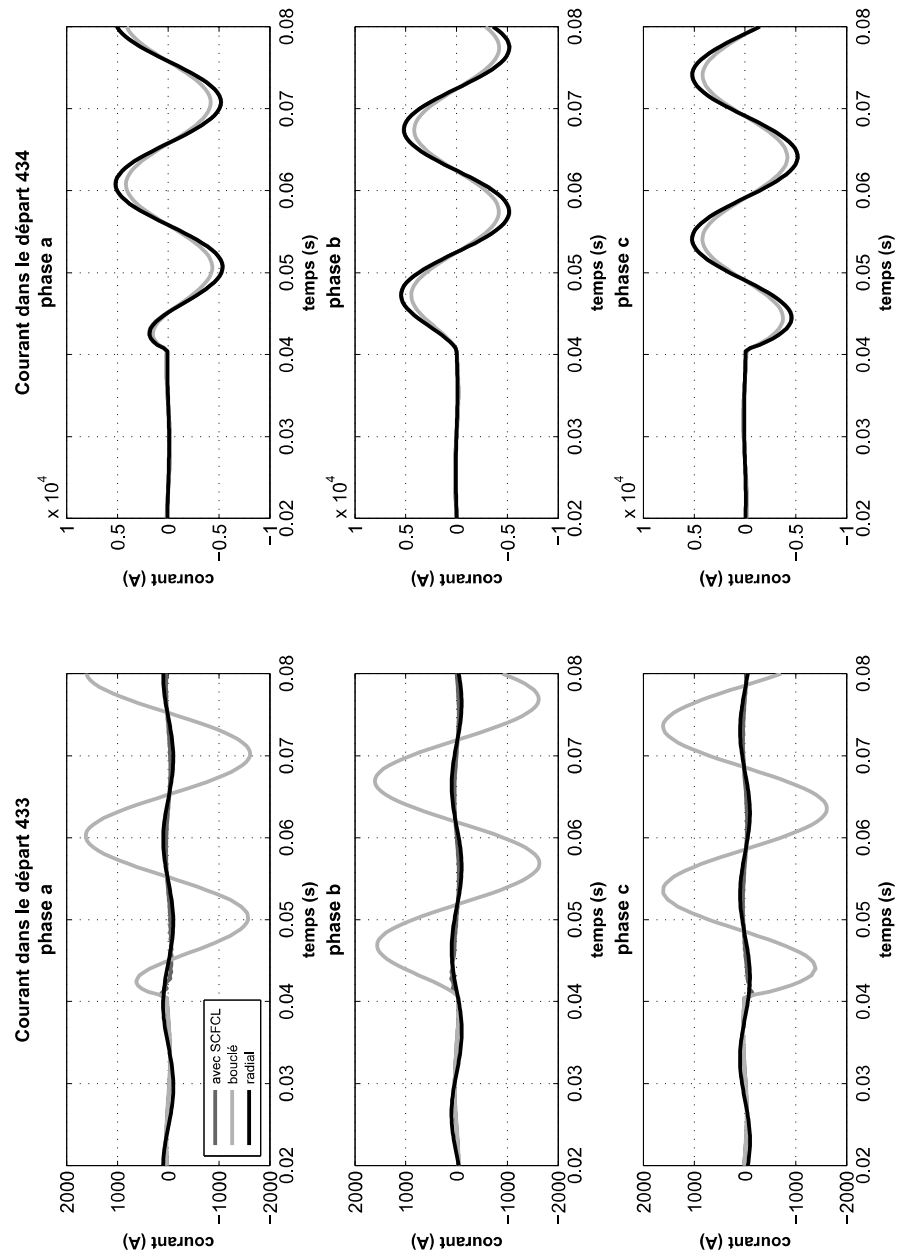


FIGURE III.34 – Comparatifs des trois structures, défaut triphasé au nœud N339 : courants

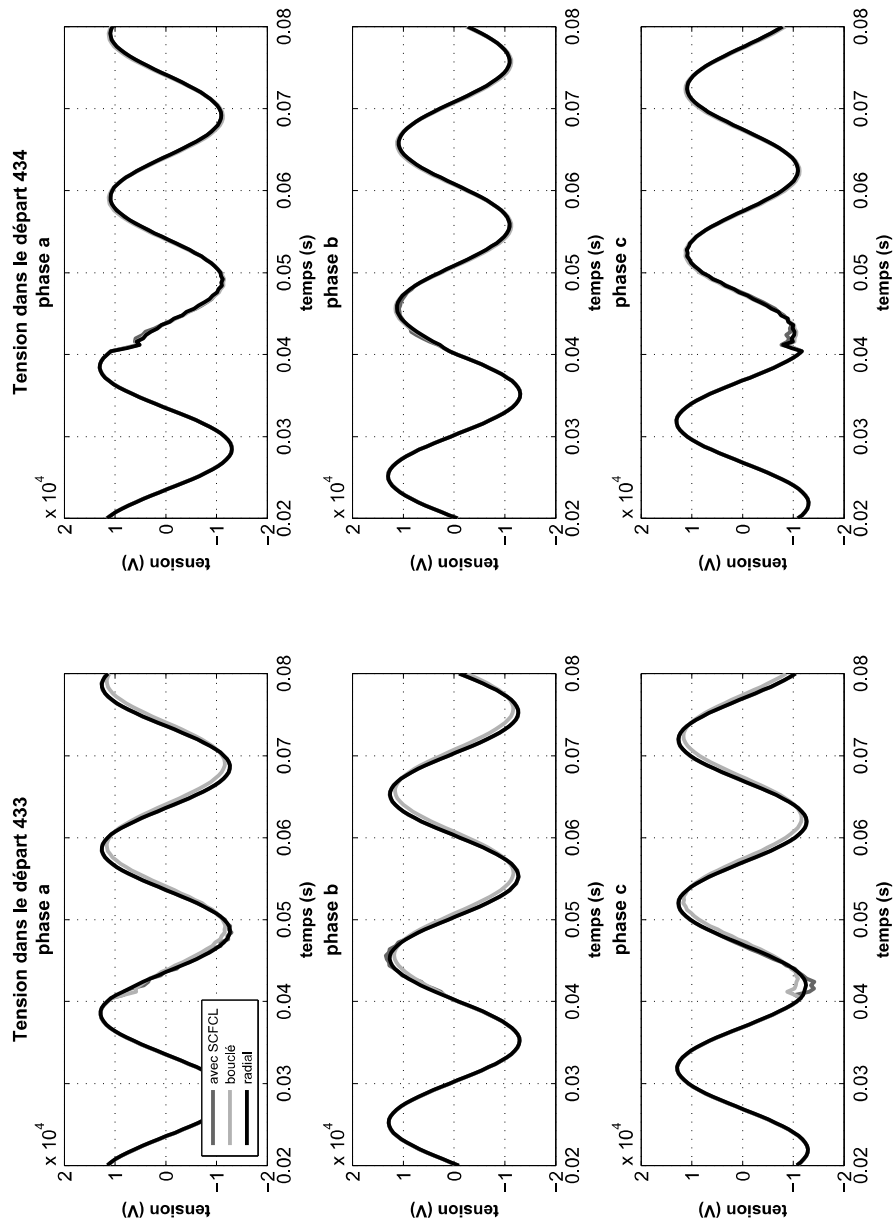


FIGURE III.35 – Comparatif des trois structures, défaut triphasé au nœud N339 : tensions

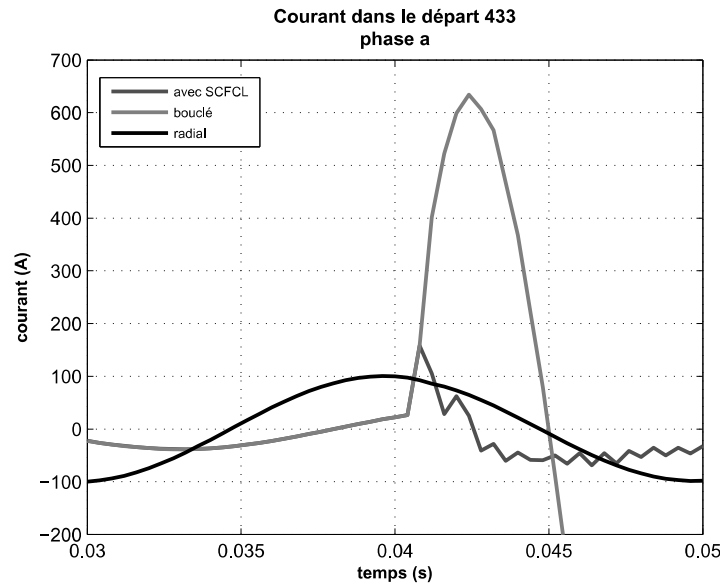


FIGURE III.36 – Détail des courants du départ N433, phase a

et 100 ms après le défaut. Normalement, le SCFCL devrait être déconnecté du réseau avant 100 ms (borne supérieure). La température maximale du conducteur ne doit pas dépasser environ 350 K. Pour garder une légère marge par rapport à cette température maximale, il est raisonnable de prendre dans ce cas-là (ce conducteur et ce positionnement dans le réseau), une longueur de conducteur d'au moins 200 m (cf. figure III.38). Diminuer la longueur du conducteur permet de diminuer le coût lié au conducteur mais entraîne une diminution de la résistance du SCFCL (cf. figure III.37). Ceci pourrait entraîner des problèmes au niveau du déclenchement du *déboucleur rapide* notamment en cas de défaut très impédant.

Afin d'étudier ce problème, pour un SCFCL avec un conducteur de 200 m, des défauts monophasés ont été faits au nœud N339 (cf. la partie III.3.e-i et les figures III.24 et III.25) avec une impédance de défaut variant du défaut franc à 80 Ω . La figure III.39 présente les résultats de ces simulations. En conclusion, le fait d'avoir réduit la longueur ne diminue que très légèrement la tension développée par le SCFCL. Pour certaines résistances de défaut, le fait de diminuer la longueur du conducteur augmente la tension aux bornes du SCFCL. Ceci peut s'expliquer par le fait que comme le conducteur est plus court, il s'échauffe plus et donc sa résistance est plus importante. La longueur de 200 m semble donc être adéquate pour ce conducteur et cet emplacement.

III.3.f Les différentes architectures possibles

Le limiteur de courant supraconducteur peut avoir deux rôles bien distincts. Dans son premier rôle, il peut être utilisé comme limiteur de courant. Dans ce rôle, un des emplacements les plus courants est d'être en série avec un transformateur d'un poste source ou bien un départ (cf. partie III.1.c). Son deuxième rôle est d'être utilisé dans un *déboucleur rapide*. Dans ce rôle, le SCFCL est positionné en milieu de ligne soit entre un ou deux départs d'un même transformateur, soit entre deux départs de deux transformateurs

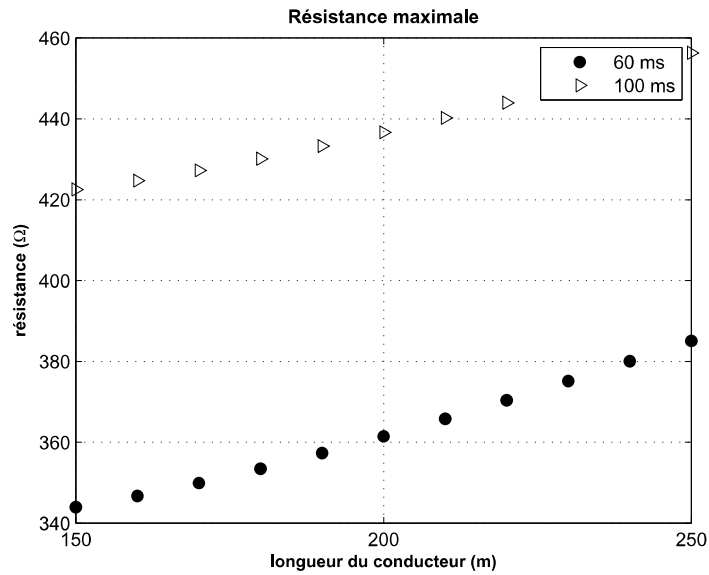


FIGURE III.37 – Résistance du SCFCL en fonction de la longueur du conducteur

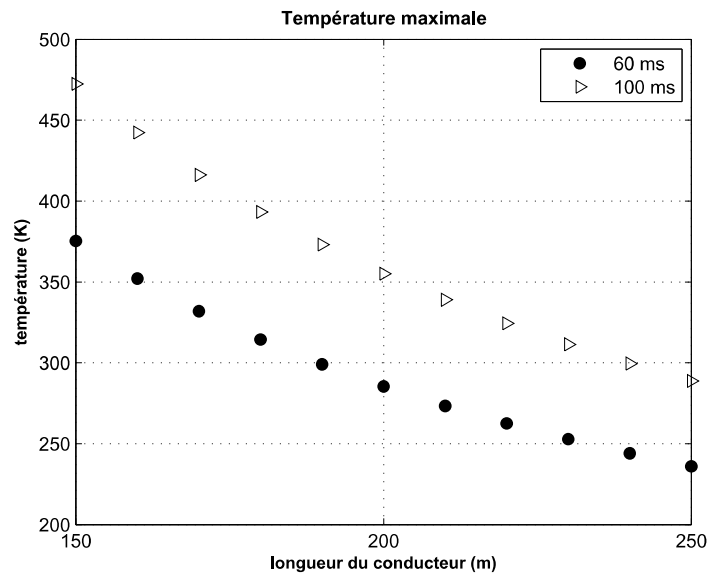


FIGURE III.38 – Température du SCFCL en fonction de la longueur du conducteur pour une transition homogène

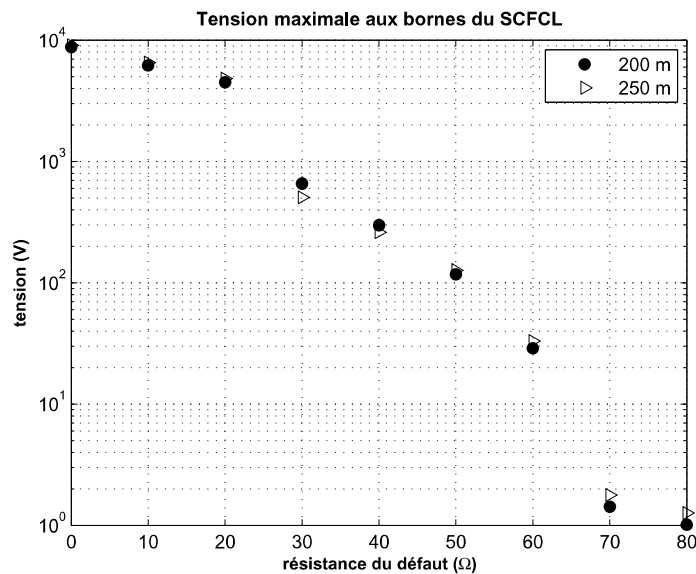


FIGURE III.39 – Tension maximale développée par le SCFCL en fonction de la résistance de défaut

différents.

III.3.f-i SCFCL en tant que limiteur de courant

Le SCFCL en tant que limiteur de courant peut être mis en série avec le transformateur d'un poste source au niveau de l'arrivée du jeu de barres (emplacement 1) ou bien au niveau d'un départ du jeu de barres (emplacement 2). La figure III.40 présente ces deux emplacements possibles pour le limiteur de courant.

Ces deux architectures permettent de mailler autant que nécessaire le réseau aval au limiteur de courant. Ce maillage se réduit à des boucles entre les différents départs alimentés par le même transformateur si le SCFCL est à l'emplacement 1, ou bien des boucles sur le même départ si le SCFCL est à l'emplacement 2. En effet, le SCFCL limitera le courant de défaut du transformateur, soit au niveau de l'arrivée, soit au niveau du départ. Ceci permet de garder l'infrastructure amont au limiteur de courant tout en ayant augmenté la puissance de court-circuit en aval du limiteur.

Les éléments de protection étant placés sur l'arrivée et les départs du jeu de barres (figure III.40), l'emplacement 1 ne permet pas de conserver les protections telles qu'elles sont actuellement alors que l'emplacement 2 le permet. De plus, en cas de défaut, avec un SCFCL à l'emplacement 2, tous les consommateurs de ce départ n'auront plus d'énergie électrique, ce qui est identique à la situation actuelle. Par contre, avec un SCFCL positionné à l'emplacement 1, tous les consommateurs alimentés par le transformateur de ce poste source seront coupés en cas de défaut sur le réseau. Dans ce cas, il y aura donc plus de consommateurs coupés qu'avec l'architecture actuelle du réseau.

En ce qui concerne, les procédures d'isolation du défaut, le réseau étant maillé, celles-ci ne pourront pas être utilisées.

Le fait de mailler le réseau en aval du limiteur de courant permet d'augmenter le taux

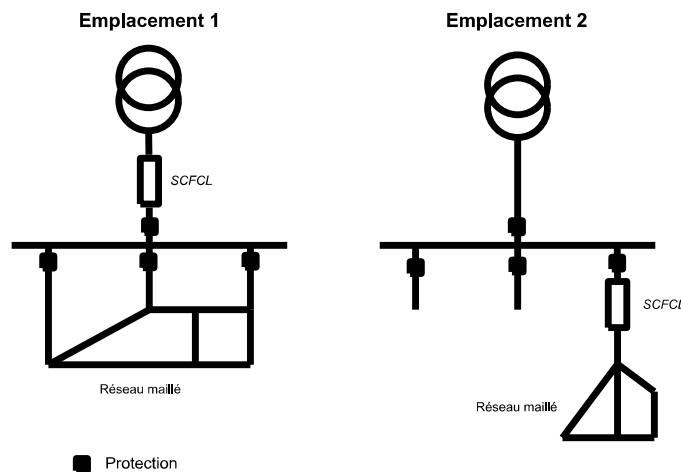
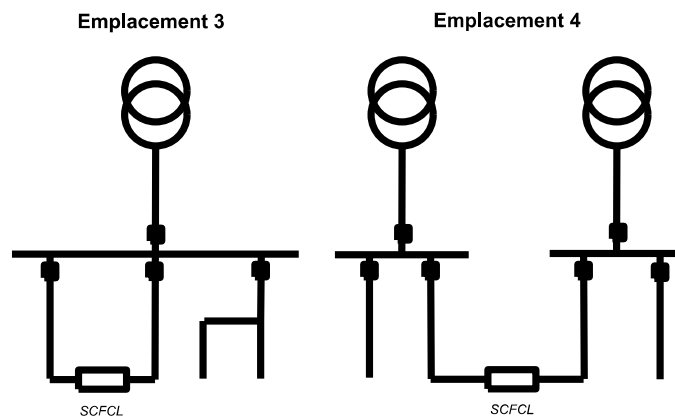


FIGURE III.40 – Emplacements possibles pour le SCFCL en tant que limiteur de courant

FIGURE III.41 – Emplacements possibles pour le SCFCL en tant que *déboucleur rapide*

maximal d'insertion de GED du réseau (cf. paragraphe III.3.b). Ceci étant dit, le limiteur de courant positionné au niveau du transformateur d'un poste source ou du départ, permet de limiter le courant de défaut en provenance du transformateur. Mais, si beaucoup de GED sont installées dans le réseau en aval du limiteur de courant, le courant de court-circuit fourni par les GED ne sera pas limité par le limiteur de courant. Le courant de court-circuit peut être important car le réseau étant maillé, son impédance est faible. Par conséquent, le courant de défaut risque de fortement augmenter avec la contribution des GED. Il n'est donc pas très vraisemblable d'augmenter de façon trop importante le nombre de GED avec une telle architecture.

III.3.f-ii SCFCL en tant que *déboucleur rapide*

Le SCFCL en tant que *déboucleur rapide* est installé en milieu de ligne, soit entre deux départs ou un même départ alimentés par un même transformateur (connexion intra-transformateur), soit entre deux départs alimentés par deux transformateurs différents (connexion inter-transformateur). Ces deux emplacements différents sont présentés par la figure III.41.

Pour ce type d'emplacement, un SCFCL par boucle est nécessaire. Par conséquent, il sera difficile de mailler autant le réseau qu'en utilisant un limiteur de courant en tête du réseau (paragraphe précédent). Pour mailler autant le réseau que dans les deux cas précédents, plus de SCFCL sont nécessaires. Par contre, les SCFCL seront dimensionnés pour des courants plus faibles et donc seront moins coûteux («à l'unité») que pour un SCFCL positionné à l'emplacements 1 ou 2.

Boucler le réseau en utilisant un SCFCL à l'emplacement 3 ou 4 permet de conserver le même système de protection. De plus, en cas de défaut, le nombre de consommateurs privés d'électricité sera proche (un peu plus important ou un peu plus faible) du nombre actuel. Les procédures d'isolation du défaut restent inchangées.

Pour finir, ces deux architectures (emplacements 3 et 4) ne posent pas de problèmes particuliers pour l'insertion de GED dans le réseau.

III.3.f-iii Comparatif des deux utilisations

Le tableau III.5 résume les avantages et inconvénients des deux types d'emplacements possibles du SCFCL. En conclusion, si un départ gagne particulièrement à être maillé de façon importante, il est certainement avantageux de mailler le départ et de placer le SCFCL sur ce départ. Placer un SCFCL au niveau de l'arrivée d'un poste source (en série avec un transformateur d'un poste source), c'est-à-dire en série avec plusieurs départs, ne paraît pas avantageux du fait de la perte de sélectivité en cas de défaut. L'utilisation du SCFCL comme *déboucleur rapide* semble la solution la plus optimale en général.

III.3.g Application sur un réseau IEEE

Afin d'illustrer l'utilisation de *déboucleurs rapides* à base de SCFCL pour changer l'architecture du réseau de distribution, une étude a été menée sur le réseau IEEE présenté dans la partie III.3.b (cf. figures III.12 et ??). Ce réseau est plus grand que le réseau utilisé dans la partie précédente et propose plusieurs combinaisons de bouclages grâce à ses 11 interrupteurs normalement ouverts.

Dans un premier temps, l'architecture optimale est déterminée c'est-à-dire le nombre optimal d'interrupteurs normalement ouverts à fermer ainsi que leur emplacement. Ensuite, les *déboucleurs rapides* sont disposés dans le réseau.

III.3.g-i Optimisation de l'architecture

L'algorithme décrit dans la partie III.3.b permet de connaître le taux maximum d'insertion de GED dans un réseau. Cet algorithme est utilisé pour connaître l'impact du bouclage de certaines artères du réseau sur le taux maximum d'insertion de GED. Étant donné qu'il y a 11 interrupteurs dans le réseau étudié, il y a 2^{11} combinaisons possibles d'interrupteurs à laisser ouverts ou à fermer. Toutes ces combinaisons ont été faites soit 2048 simulations de Monte Carlo. Pour chaque nombre d'interrupteurs fermés, le taux maximum d'insertion de GED a été enregistré. La figure III.42 présente le taux d'insertion de GED pour chaque nombre d'interrupteurs fermés. L'influence du choix des interrupteurs est bien mis en évidence sur cette figure. Par exemple, fermer 8 interrupteurs peut faire varier le taux maximal d'insertion de GED entre 32,8 % et 97,7 % en fonction du choix

Architecture	Avantages	Inconvénients
SCFCL au poste source	<ul style="list-style-type: none"> – possibilité de maillage important : réduction importante des pertes et meilleure qualité de tension 	<ul style="list-style-type: none"> – coût unitaire plus élevé dû au courant critique «élevé» – ne permet pas l'insertion massive de GED sur les départs protégés – coupure de plus de consommateurs (cas de bouclages entre deux départs)
SCFCL comme <i>déboucleur rapide</i>	<ul style="list-style-type: none"> – coût unitaire réduit (par rapport à l'autre emplacement) car courant critique faible et pertes AC plus faibles – permet d'augmenter l'insertion de GED – la coupure des consommateurs se fait comme dans le cas d'une architecture radiale – sécurisation d'alimentation 	<ul style="list-style-type: none"> – nécessité de mettre un <i>déboucleur rapide</i> par boucle (nombre plus important de <i>déboucleur rapide</i>) – maillage plus réduit et donc pertes «moins réduites» – nécessité de construire un bâtiment pour le SCFCL

TABLEAU III.5 – Comparatif des deux types d'emplacements du SCFCL proposés

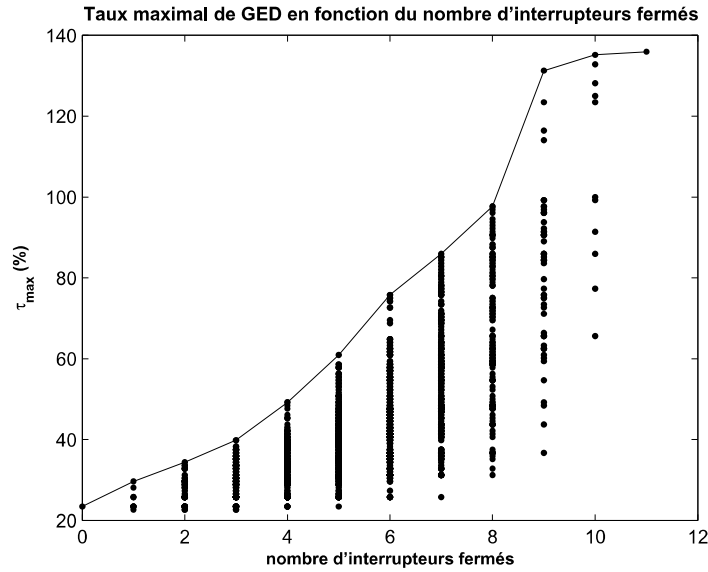


FIGURE III.42 – Taux d’insertion de GED en fonction du nombre d’interrupteurs fermés dans le réseau

effectué parmi les 165 combinaisons possibles (C11,8). Ainsi, en fonction du taux maximal de GED souhaité, on peut déterminer le nombre minimal d’interrupteurs à fermer.

Par exemple, si le taux visé d’insertion de GED dans le réseau est de 75 % (c’est-à-dire que 25 % de la consommation vient du réseau de répartition), la solution optimale est de fermer 6 interrupteurs. Ces 6 interrupteurs sont les suivants : I_2 , I_3 , I_4 , I_5 , I_8 et I_{10} .

III.3.g-ii Emplacement des SCFCL

Pour les bouclages intra-poste source (sur le même transformateur d’un poste source), il y a deux types d’emplacement possibles pour le limiteur de courant (figures III.40 et III.41). Le choix entre les deux possibilités d’emplacement pour le SCFCL, peut se faire soit par rapport à l’architecture globale du réseau (maillage dense possible et avantageux), soit par rapport à des considérations économiques (nombre de SCFCL à insérer). Dans le cadre de cet exemple, les deux types d’emplacement sont étudiés. Pour la boucle de l’interrupteur I_3 , le SCFCL est positionné en milieu de ligne. Par contre, pour les interrupteurs I_8 et I_{10} , les deux possibilités sont étudiées : soit deux *déboucleurs rapides* sont installés respectivement sur les boucles formées par les interrupteurs I_8 et I_{10} (cas 1), soit un seul limiteur de courant est installé sur l’arrivée S_2 (cas 2). Dans ce cas, il est possible de fermer aussi l’interrupteur I_7 car toute la partie du réseau alimentée par le transformateur S_2 est protégée par le limiteur de courant placé en S_2 . Pour les bouclages inter-postes sources (entre deux différents transformateurs d’un même poste source ou deux postes sources différents), un *déboucleur rapide* par boucle est installé. Tous les *déboucleurs rapides* (tous les limiteurs positionnés en milieu de ligne) doivent vérifier les deux conditions suivantes :

1. les *déboucleurs rapides* doivent être installés au point de courant le plus faible de la boucle ;
2. il ne doit pas y avoir deux *déboucleurs rapides* en série.

SCFCL	1	2	3	6	4	5
cas 1	50-9 (I_4)	66-67	62-63	21-27 (I_3)	37-38	39-59 (I_{10})
cas 2	50-9 (I_4)	66-67	62-63	21-27 (I_3)	S_2	

TABLEAU III.6 – Positionnements des différents limiteurs dans le réseau

Si la condition 1 impose que deux *déboucleurs rapides* soient en série, un *déboucleur rapide* doit être déplacé au point de courant le plus faible sans être sur un tronçon de boucle en commun avec un autre *déboucleur rapide*. Le tableau III.6 donne les différents emplacements des SCFCL dans le réseau pour les deux cas. Les figures III.43 et III.44 présentent les deux architectures choisies avec les emplacements de *déboucleurs rapides*.

III.3.g-iii Vérification du choix des emplacements

Dès qu'il y a plusieurs limiteurs de courant et qu'ils ont des zones de protection en commun, il faut vérifier que l'architecture fonctionne bien en cas de défaut. La figure III.45 introduit un petit réseau en exemple.

Lorsque plusieurs *déboucleurs rapides* sont installés et qu'ils ont des zones de protection commune (figure III.45), il faut vérifier le bon fonctionnement de l'architecture. Les protections ouvrant le circuit au niveau des départs, le bon fonctionnement de l'architecture signifie qu'en cas de défaut sur un départ, le ou les *déboucleurs rapides* du départ en défaut vont déclencher tandis que le ou les *déboucleurs rapides* des départs sains ne sont pas obligés de déclencher. (Le déclenchement intempestif des *déboucleurs rapides* n'est pas nuisible étant donné que leur déclenchement ne coupe pas l'alimentation de consommateurs.) Par exemple, pour un défaut en A comme indiqué sur la figure III.45, le *déboucleur rapide* 2 doit impérativement déclencher alors que le *déboucleur rapide* 1 ne doit pas forcément déclencher (son déclenchement n'est pas important). Pour vérifier ce bon fonctionnement, il faut comparer les différentes impédances de lignes. Pour chaque extrémité de lignes, il faut mesurer l'impédance de la branche reliant l'extrémité au départ sain pour chaque chemin, soit chaque *déboucleur rapide*. Un *déboucleur rapide* représente aussi une extrémité de ligne. Par exemple, avec le réseau de la figure III.45, pour l'extrémité du point A, il faut comparer l'impédance des lignes entre le point A et le départ d31 en passant par le *déboucleur rapide* 2 et l'impédance des lignes entre le point A et le départ d21 en passant par le *déboucleur rapide* 1. Il faut bien entendu que l'impédance des lignes du chemin passant par le *déboucleur rapide* 2 (*déboucleur rapide* qui est sensé déclencher) soit plus court électriquement, c'est-à-dire que l'impédance soit plus faible que le chemin passant par le *déboucleur rapide* 1.

Dans le cadre de l'exemple initial, toutes les extrémités du réseau doivent être vérifiées en comparant l'impédance des différents chemins possibles pour les alimenter. Pour chaque point de défaut, si l'impédance du chemin par les limiteurs de courant qui doivent déclencher est plus faible que l'impédance des autres chemins, alors les SCFCL devraient réagir correctement et l'architecture devrait bien fonctionner.

Les points à vérifier sont les suivants :

- les extrémités de l'architecture : N22, N69, N56, N60, N45 et N46,
- les nœuds des SCFCL : N9, N50, N37, N38, N59, N67, N66 et N63.

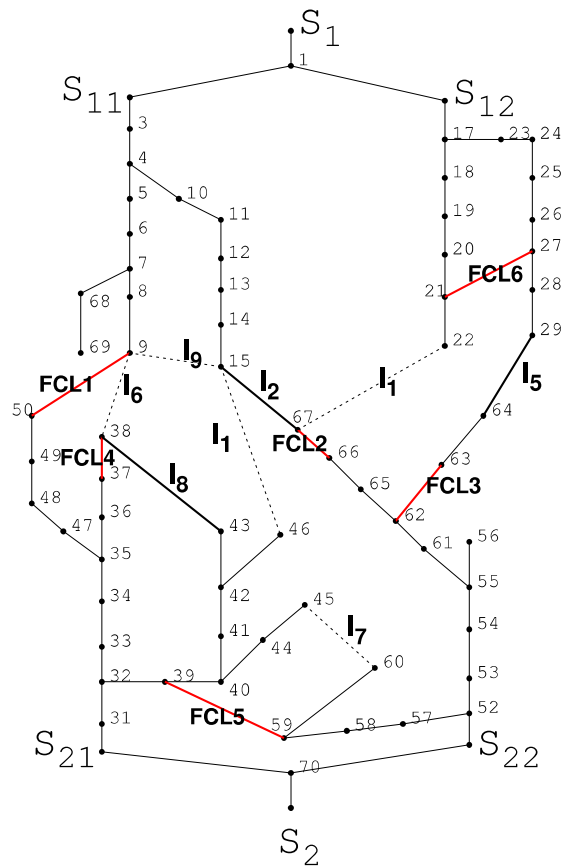


FIGURE III.43 – Réseau IEEE utilisé pour cet exemple avec en traits noirs épais les interrupteurs normalement ouverts qui sont fermés pour cet exemple, et en traits rouges épais l'emplacement des *déboucleurs rapides* dans le cas 1

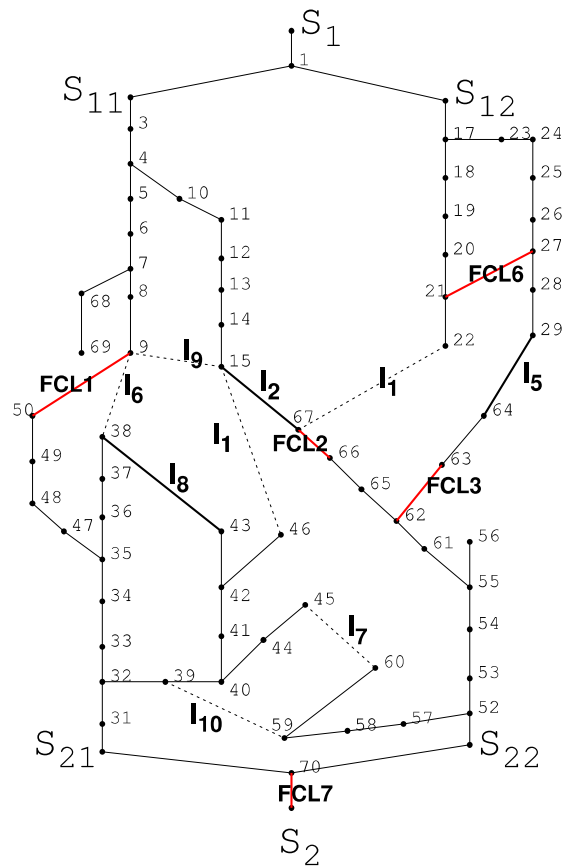
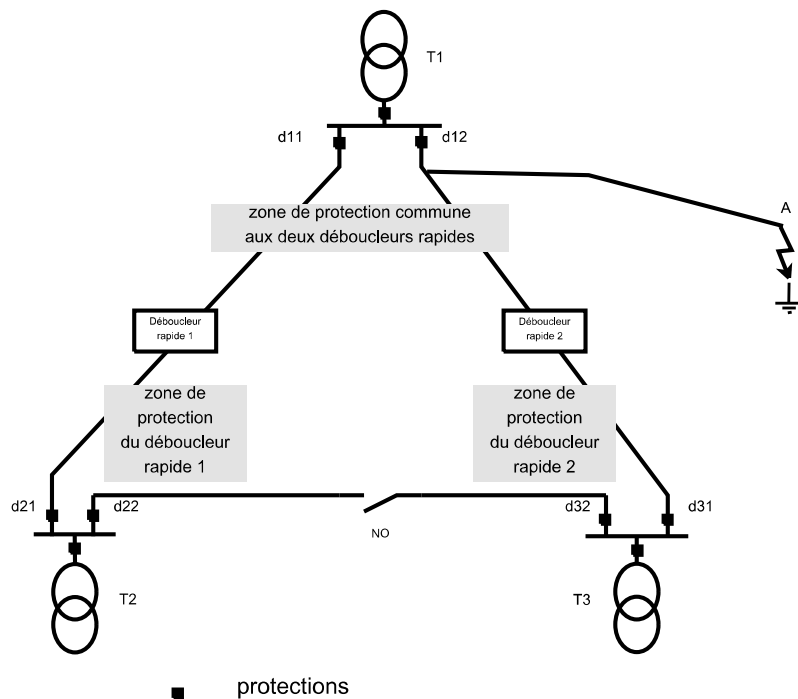


FIGURE III.44 – Réseau IEEE utilisé pour cet exemple avec en traits noirs épais les interrupteurs normalement ouverts qui sont fermés pour cet exemple, et en traits rouges épais l'emplacement des *déboucleurs rapides* dans le cas 2

FIGURE III.45 – Les zones de protection des *déboucleurs rapides*

Il est inutile de vérifier les nœuds qui ne sont pas dans une zone commune de protection ainsi que les nœuds qui sont sur le chemin d'une autre extrémité.

Dans le cas de cet exemple, toutes les impédances des différents chemins conviennent. Le chemin qui a la différence d'impédance la plus faible est pour l'extrémité du nœud N60. Pour s'assurer du bon fonctionnement de l'architecture, un défaut en ce nœud est simulé.

III.3.g-iv Résultats de simulation

Un défaut monophasé est simulé au nœud N60.

Tout d'abord, le cas 1 est étudié. Pour que l'architecture fonctionne bien, les *déboucleurs rapides* qui doivent déclencher (*déboucleurs rapides* 2, 3 et 5) doivent développer une tension suffisamment importante à leurs bornes pour déboucler la boucle qu'ils ferment. Un défaut monophasé franc est fait au nœud N60. Les *déboucleurs rapides* sont testés dans une des moins bonnes conditions pour leur déclenchement avec défaut monophasé par rapport à un défaut triphasé. La figure III.46 présentent les tensions développées par les 6 SCFCL.

Dans le cas d'un défaut au nœud N60, les *déboucleurs rapides* 2, 3 et 5 doivent déclencher. Sur la figure III.46, ces trois SCFCL ont une tension importante à leurs bornes. Ils déclenchent bien. Le *déboucleur rapide* 1 déclenchera aussi certainement. Sa boucle sera débouclée sans conséquences. Les *déboucleurs rapides* 4 et 6 ne déclencheront pas. Par conséquent, leurs boucles resteront fermées.

Intéressons-nous maintenant au cas 2 pour lequel les *déboucleurs rapides* 4 et 5 sont remplacés par un seul, le limiteur de courant 7, en série avec le transformateur S_2 . Un défaut monophasé franc est fait au nœud N60. La figure III.47 présente les résultats de simulation. Tous les *déboucleurs rapides* doivent déclencher excepté le *déboucleur rapide* 6.

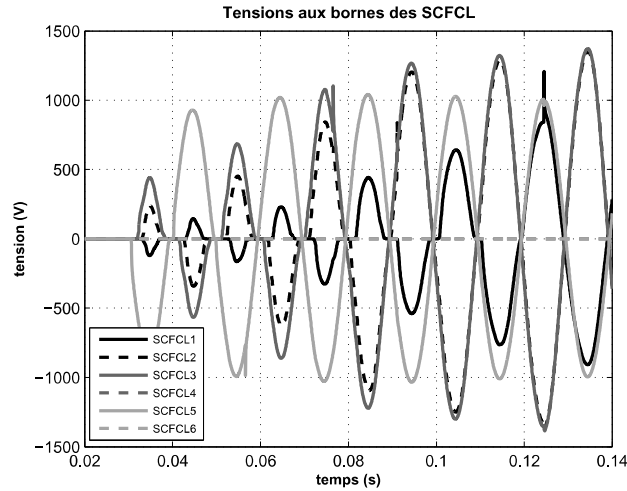


FIGURE III.46 – Tensions pour un défaut monophasé au nœud N60 dans le cas 1

Les SCFCL développent une tension globalement plus importante que dans le cas précédent. Ceci est dû au fait que le courant de court-circuit est plus important car le réseau plus maillé. Donc les SCFCL transitent bien. Tout le réseau alimenté par le transformateur 2 sera bien isolé du reste pour supprimer le défaut. Il y aura plus de consommateurs coupés avec cette architecture qu'avec la précédente.

La figure III.48 présente les courants dans les deux arrivées des deux jeux de barres (S_1 et S_2). Le transformateur S_2 est le transformateur dont le réseau aval est en défaut. Son courant est bien limité par le *déboucleur rapide* 7. Son courant, proche des valeurs nominales, devrait être ouvert sans souci par les disjoncteurs des protections. Le courant du côté du transformateur S_1 est un peu déséquilibré par le défaut. Les valeurs maximum du courant restent tout de même proches des valeurs nominales. Ce courant retrouvera sa valeur nominale (équilibre, valeurs maximum) dès que les *déboucleurs rapides* 1, 2 et 3 auront ouvert leur interrupteur et donc déconnecté de la partie du réseau en défaut.

Les simulations dans un des cas les plus délicats pour les *déboucleurs rapides* montrent que cette architecture fonctionne à priori correctement.

III.4 Conclusion

Le limiteur de courant supraconducteur a été testé dans les réseaux continus haute tension maillés (MTDC) ainsi que dans les réseaux de distribution. Dans ces deux types de réseaux, il permet de mailler les réseaux en réduisant le courant de défaut. L'utilisation des SCFCL donne la possibilité à certaines architectures d'exister notamment pour les réseaux continus. Pour les réseaux de distribution, il facilite une exploitation non conventionnelle du réseau. D'une part, l'étude des réseaux continus reliant des parcs éoliens entre eux et au réseau terrestre, et d'autre part, l'étude des réseaux de distribution exploités de façon bouclée / maillée, ont mis en relief les apports du limiteur de courant supraconducteur pour un fort taux d'insertion d'énergie d'origine renouvelable.

En ce qui concerne les simulations dans le réseau de distribution, l'architecture étudiée a été choisie pour sa capacité à intégrer des GED. Or, toutes les simulations en régime

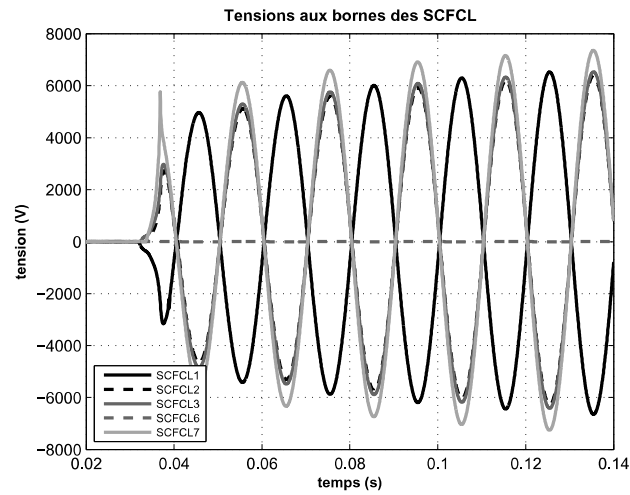


FIGURE III.47 – Tensions aux bornes des SCFCL pour un défaut monophasé au nœud N60 dans le cas 2

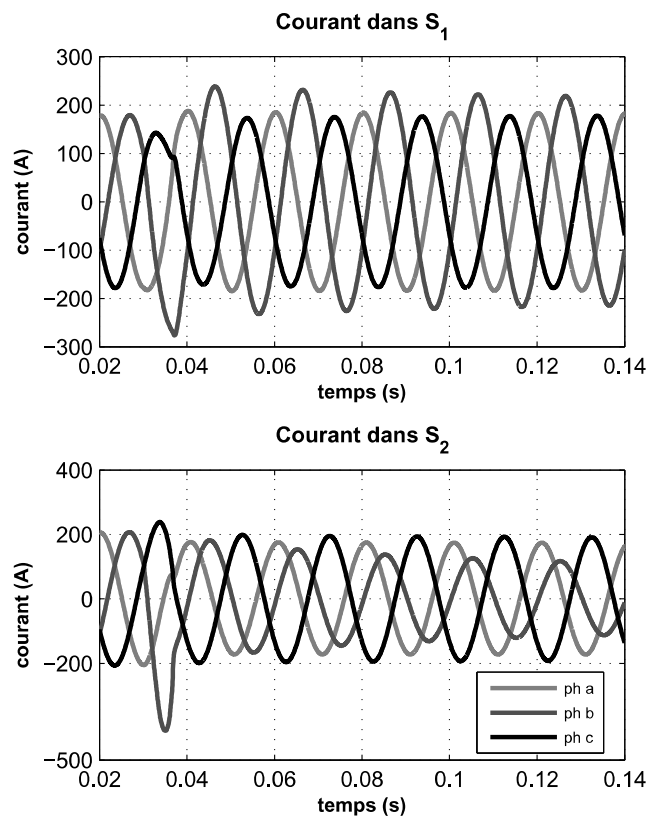


FIGURE III.48 – Courants dans les deux transformateurs pour un défaut monophasé au nœud N60 dans le cas 2

transitoire, ont été faites sans GED dans le réseau. La présence de GED devrait être plutôt bénéfique au fonctionnement du *déboucleur rapide* étant donné que ces GED devraient augmenter le courant de défaut. Néanmoins, ceci reste à vérifier.

L'étude sur les réseaux MTDC a été faite en modélisant les parcs éoliens par une source de tension idéale et une impédance de court-circuit. Cette modélisation semble suffisante pour l'étude faite. En effet, les stations de conversion contrôlent les puissances échangées. Par ailleurs, ces stations de conversion sont toutes constituées de convertisseurs. Cette étude a permis une première approche de l'influence des SCFCL sur des structures d'électronique de puissance dont les temps de réaction sont proches de ceux du conducteur supraconducteur. Nombreuses sont les GED raccordées au réseau par de l'électronique de puissance. L'impact des SCFCL sur les structures d'électronique de puissance et vice-versa est donc un comportement important à étudier.



Chapitre IV

Limiteur de courant supraconducteur dans le réseau Prédis

IV.1 Présentation du réseau Prédis et objectifs

LA PLATE-FORME PRÉDIS est un outil de démonstration sur la «gestion intelligente» de l'énergie. Cet outil représente un réseau physique d'énergie au plus proche des réseaux réels. Il permet de relier différents modes de production d'énergie décentralisée à différents usages au travers d'un système de supervision.

Le réseau de distribution est l'un des 6 réseaux qui sont implantés dans la plateforme Prédis. L'objectif est de pouvoir représenter à l'échelle 1/1000 le comportement d'un réseau réel de distribution composé de trois postes sources distincts et de deux zones de consommation et production. Ces deux zones sont bien distinctes géographiquement : la zone rurale est au Sud et la zone urbaine au Nord.

Ce micro-réseau est la réplique d'un réseau de distribution réel d'ErDF de 30 MW auquel a été appliqué un rapport de réduction (1/1000 sur les puissances). Tous les éléments électriques comme les lignes, les transformateurs, les générateurs, les charges, les machines synchrones et asynchrones sont réels mais avec trois rapports de réduction (puissance, inertie et tension) de façon à conserver les comportements statiques et dynamiques du réseau et de ses éléments. La tension de fonctionnement du réseau est 400 V au lieu de 20 kV. Le figure IV.1 présente la structure du réseau avec ses postes sources, ses lignes, ses charges et ses générations d'énergie distribuées.

Ce micro-réseau est alimenté par trois alternostats avec neutre relié à la terre réglables en tension qui simulent les postes sources avec leur régleur en charge. Les générateurs électriques sont modélisés par des générateurs synchrones à excitation séparée. Les charges sont modélisées soit par un moteur asynchrone soit, par des bancs de résistance. Pour finir, les lignes sont modélisées par une résistance et une inductance.

Ce réseau a été conçu et développé dans le cadre du projet Integral (www.integral-eu.com, [LTCR⁺09]). Ce projet avait pour but de montrer les avantages et la robustesse des réseaux de distribution intelligents. Par ailleurs, un des multiples objectifs de ce réseau à échelle réduite est d'étudier le comportement du réseau par rapport à l'introduction de nouveaux éléments. La connexion de plusieurs limiteurs de courant supraconducteurs dans le réseau Prédis a différents objectifs :

- tester l'efficacité et le comportement du limiteur de courant supraconducteur en cas de défaut,
- montrer les possibilités qu'ouvre le SCFCL par rapport à une architecture maillée du réseau,
- étudier le comportement du SCFCL avec les générations d'énergie dispersées, et,
- étudier les interactions entre plusieurs SCFCL connectés dans le même réseau.

Ces différents objectifs seront atteints dans des étapes postérieures à cette thèse. Pour cela, quatre limiteurs de courant supraconducteurs seront installés dans le réseau Prédís. Mais dans un premier temps, le dimensionnement, la structure et les choix dans cette thèse sont expérimentés sur un seul limiteur qui sera installé dans le réseau.

IV.2 Conception, dimensionnement et construction du limiteur supraconducteur de courant

IV.2.a Emplacement des limiteurs supraconducteurs de courant

Quatre limiteurs de courant supraconducteurs identiques seront construits. Trois SCFCL devraient être installés au niveau du poste source 1, un sur chaque départ. Le quatrième SCFCL devrait être installé au nœud N9. Cette disposition permet de tester différentes architectures (bouclages intra-poste et inter-poste) et de répondre aux objectifs fixés. La figure IV.1 présente ces emplacements dans le réseau.

Le premier SCFCL installé dans le réseau le sera au niveau du poste source 1 sur l'arrivée du jeu de barres.

IV.2.b Courant nominal

Les lignes du réseau sont conçues pour supporter 50 A maximum. De plus, le disjoncteur en amont du réseau est réglé à 50 A. Il suit une courbe D (figure IV.2). Le limiteur de courant sera déconnecté en environ 100 ms. Pour que le disjoncteur en amont du réseau déclenche en moins de 100 ms, le courant le traversant doit être supérieur à 10 fois son courant nominal. Ce disjoncteur ne devrait pas empêcher l'observation du transitoire du SCFCL.

Par ailleurs, le courant nominal est variable selon les charges connectées. Il est donc possible de réduire le courant nominal pour augmenter la différence entre le courant nominal et le courant maximum de défaut. Il est donc préférable d'envisager une solution à courant critique variable pour les SCFCL. Ainsi, selon leur emplacement dans le réseau et les charges connectées, le courant critique du conducteur peut être adapté. Cette variation du courant critique sera réalisée par la variation de la température du bain d'azote liquide.

Pour faire varier la température du bain d'azote, on fait varier la pression dans le cryostat. En changeant la pression du bain, la température d'évaporation de l'azote liquide varie. On joue sur la pression de vapeur saturante de l'azote qui ne dépend que de la température. Pour cela, un système de régulation de pression et une résistance chauffante sont utilisés ([Coi07]). La figure IV.3 donne la caractéristique de la pression de vapeur saturante de l'azote.

IV.2.c Choix du conducteur

Deux conducteurs ont été testés pour cette application. Un premier conducteur de 3 mm et un second de 4 mm de largeur. Ces deux conducteurs sont en provenance du fabricant *Superpower*[®]. Leur caractéristiques de résistance linéique et courant critique en fonction de la température sont données par les figures IV.4 et IV.5.

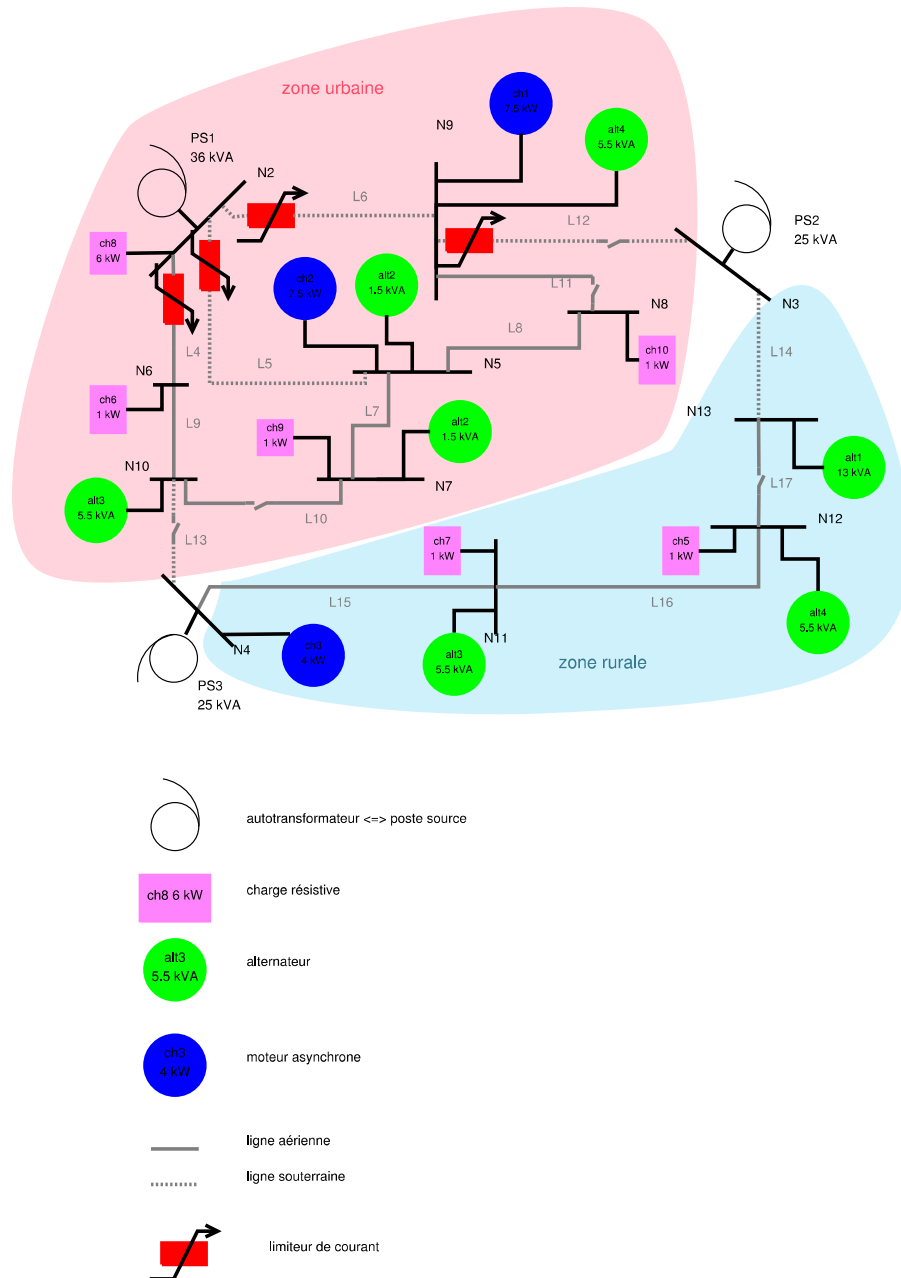


FIGURE IV.1 – Architecture du micro-réseau Prédís

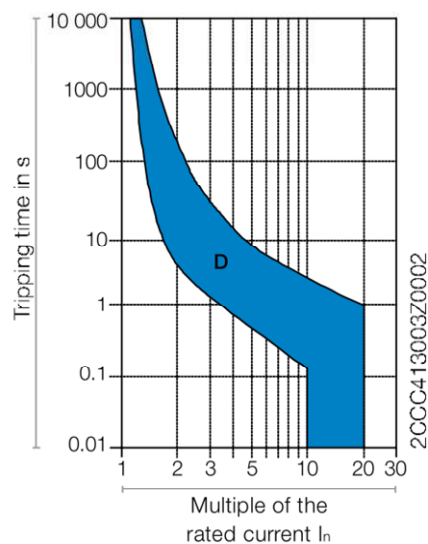


FIGURE IV.2 – Courbe D du type de disjoncteur installé

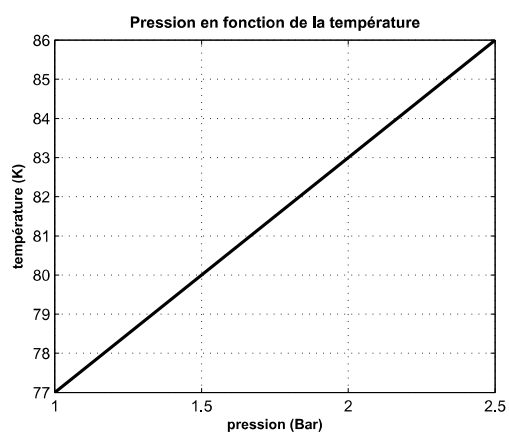


FIGURE IV.3 – Température en fonction de la pression de vapeur saturante pour l'azote liquide

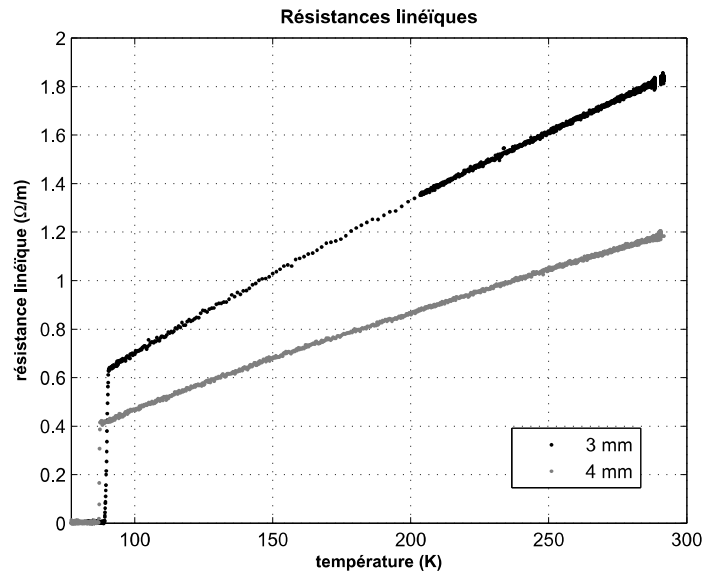


FIGURE IV.4 – Résistivités linéiques des conducteurs de 3 mm et 4 mm de largeur en fonction de la température

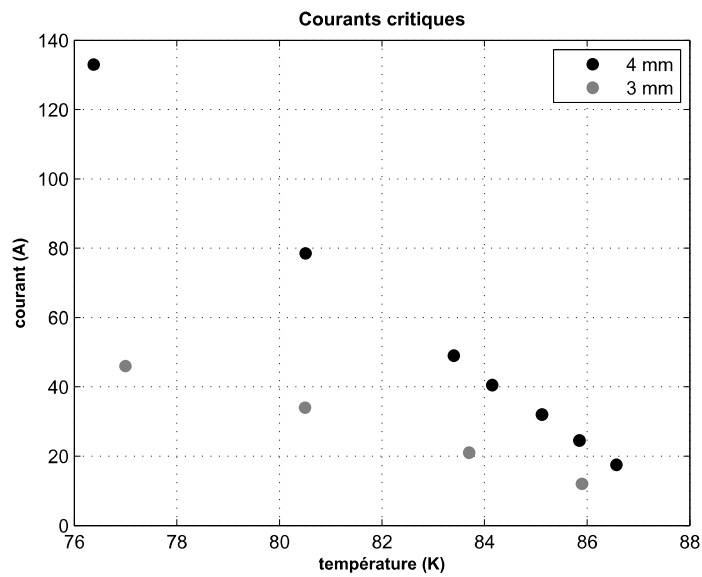


FIGURE IV.5 – Courants critiques des conducteurs de 3 mm et 4 mm de largeur en fonction de la température

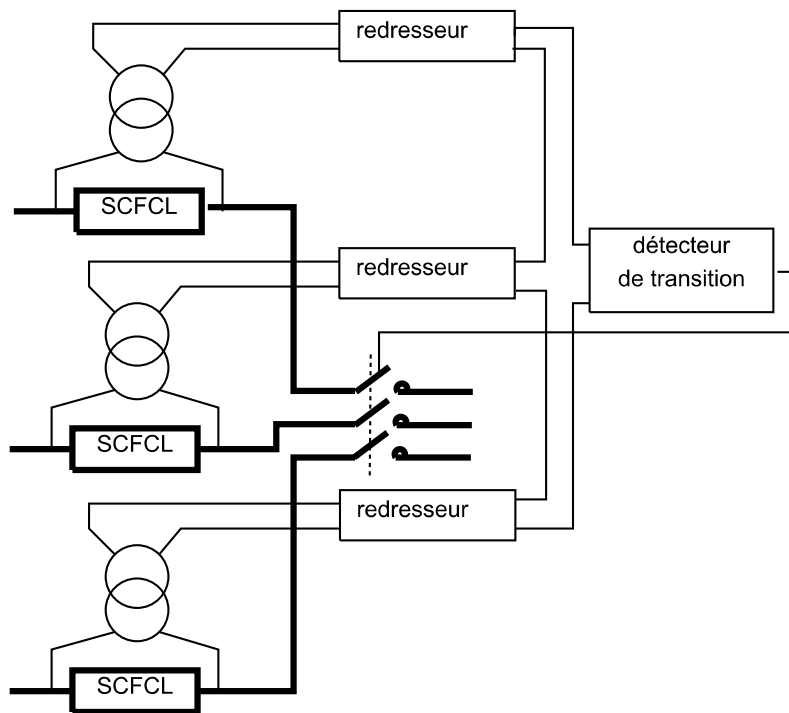


FIGURE IV.6 – Système de protection du limiteur de courant supraconducteur

IV.2.d Système de connexion et déconnexion et système de protection du SCFCL

Le système de protection des limiteurs de courant consiste à mesurer la tension aux bornes des SCFCL et d'ouvrir un contacteur en série avec le limiteur lorsque la tension mesurée a dépassé un seuil (réglable). Le système de protection développé est présenté par la figure IV.6. Les transformateurs permettent de faire une isolation galvanique du circuit de commande par rapport au circuit de puissance. Les redresseurs permettent de passer la tension mesurée en continue. En additionnant ces tensions continues, un seul boîtier de détection de transition (commande du contacteur) est nécessaire. L'addition des tensions alternatives risquerait de ne pas permettre la détection de la transition si les trois tensions restent équilibrées.

Ce système de protection commande un contacteur pour la mise hors tension du SCFCL. L'ouverture du contacteur doit se faire entre 50 et 120 ms après le défaut.

Étant donné qu'il y a d'autres utilisateurs du réseau de distribution, il est important de prévoir un système pour court-circuiter le SCFCL. Un sectionneur à deux directions sera installé en amont du SCFCL alors que le contacteur du système de protection sera en aval du SCFCL.

IV.2.e Structure du limiteur de courant supraconducteur

La structure du SCFCL comporte plusieurs éléments. Le principal d'entre eux est le bobinage du ruban supraconducteur.

Les contraintes pour un bon fonctionnement et une meilleure efficacité du SCFCL sur le bobinage sont les suivantes :

- le bobinage doit être triphasé,
- l'azote liquide doit pouvoir facilement circuler entre les spires et entre les phases pour un bon refroidissement du conducteur lors des transitions (faible temps de récupération),
- il ne doit pas y avoir de claquage entre les phases ou entre deux spires d'une même phase (même quand le conducteur a transité et que la tension à ses bornes est importante),
- le conducteur doit être protégé par rapport à des aspérités du support et ne doit pas subir des courbures trop importantes (moins de 10 mm de diamètre normalement),
- les pertes dues au courant alternatif qui circule dans le conducteur doivent être les plus faibles possibles,
- montage et bobinage du SCFCL pas trop compliqué et faisable au laboratoire.

En prenant en compte toutes ces contraintes, une structure a été retenue. Cette structure est fabriquée en fibre de verre, matériau facilement usinable et bon isolant électrique. Les trois phases sont bobinées sous forme de «galettes» les unes au-dessus des autres. Des tubes avec des encoches (10 mm de diamètre) positionnent et maintiennent les conducteurs pour former les «galettes» et la bonne hauteur pour la phase en question. Les tubes sont maintenus par des tiges filetées fixées entre deux plaques, une en haut et une en bas. Ces deux plaques maintiennent la structure globale. Une troisième plaque est rajoutée au-dessus pour fixer les amenées de courant. La figure IV.7 présente cette structure. Cette photographie a été prise pendant le bobinage du limiteur.

Pour limiter les pertes AC du conducteur en régime permanent, la surface de la boucle constituée par le conducteur doit être la plus petite possible. Par conséquent, le conducteur sera quasiment collé et formera un «aller-retour». À une extrémité de l'«aller-retour», il y a les amenées de courant et à l'autre extrémité, le conducteur doit faire un angle de 360° . Pour cela, plusieurs solutions ont été étudiées (contact pressé, soudure face à face de deux conducteurs) mais toutes ces possibilités engendraient des résistances de contact. Une résistance de contact est toujours dangereuse pour un conducteur supraconducteur car celui-ci risque de chauffer au niveau de la résistance et donc de transiter. La solution retenue est de faire faire l'angle au conducteur en suivant un cercle de diamètre de 25 mm pour ne pas l'endommager. Cette solution augmente un peu la surface de la boucle du conducteur et donc augmente un peu les pertes AC. Le bobinage pour une seule phase est représenté par la figure IV.8. L'«aller-retour» du conducteur n'est représenté que par un seul trait (alors qu'il y a deux conducteurs quasiment collés). Les traits en pointillé sont les conducteurs des deux autres phases.

Pour protéger le conducteur et adoucir les angles notamment au niveau des tubes de soutien, le conducteur est disposé sur une feuille de fibre de verre de 200 μm d'épaisseur. Cette feuille de fibre de verre ne claque pas en-dessous de 5 kV (limite des tests réalisés). Une gaine de *kapton* est collée à la fibre de verre dans laquelle le conducteur passe. Cette gaine permet de laisser le conducteur coulisser afin d'éviter toute contrainte mécanique sur ce dernier. La figure IV.9 présente les deux conducteurs («aller-retour») avec leur protection.

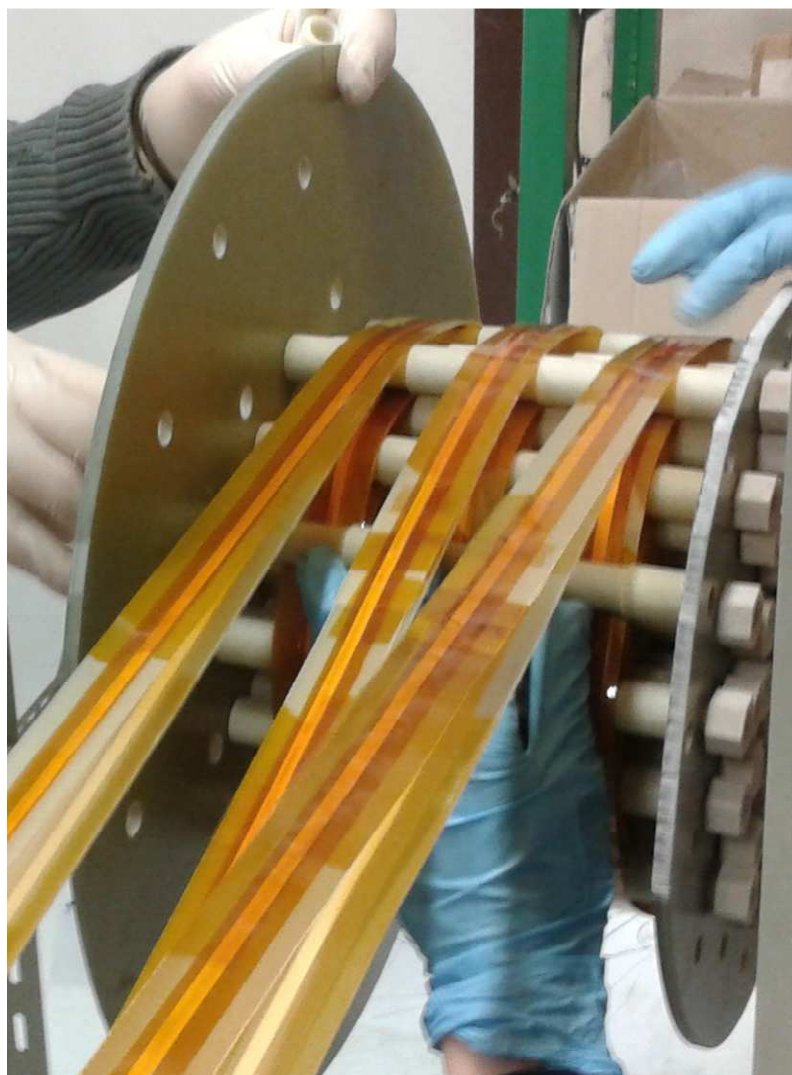


FIGURE IV.7 – Bobinage des trois phases simultanément du limiteur de courant

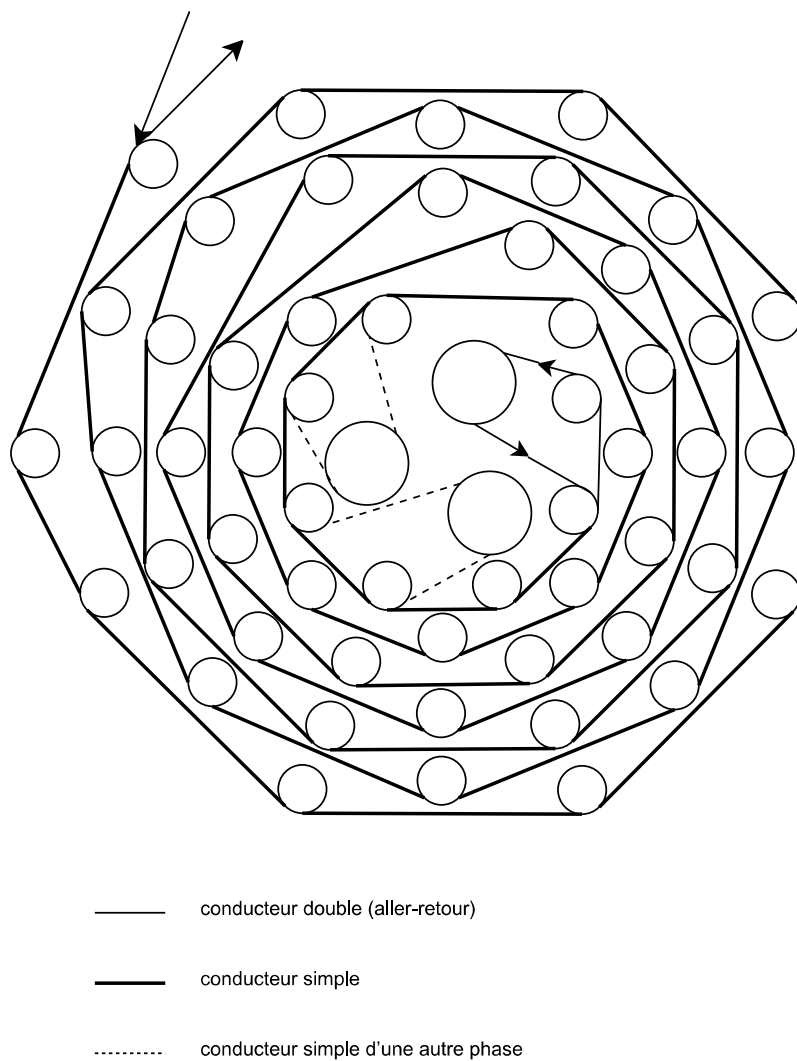


FIGURE IV.8 – Schéma de bobinage du conducteur pour une phase

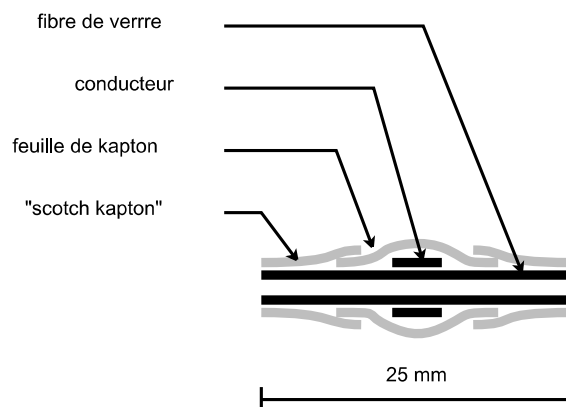


FIGURE IV.9 – Le conducteur, sa protection en fibre de verre et la gaine de *kapton*

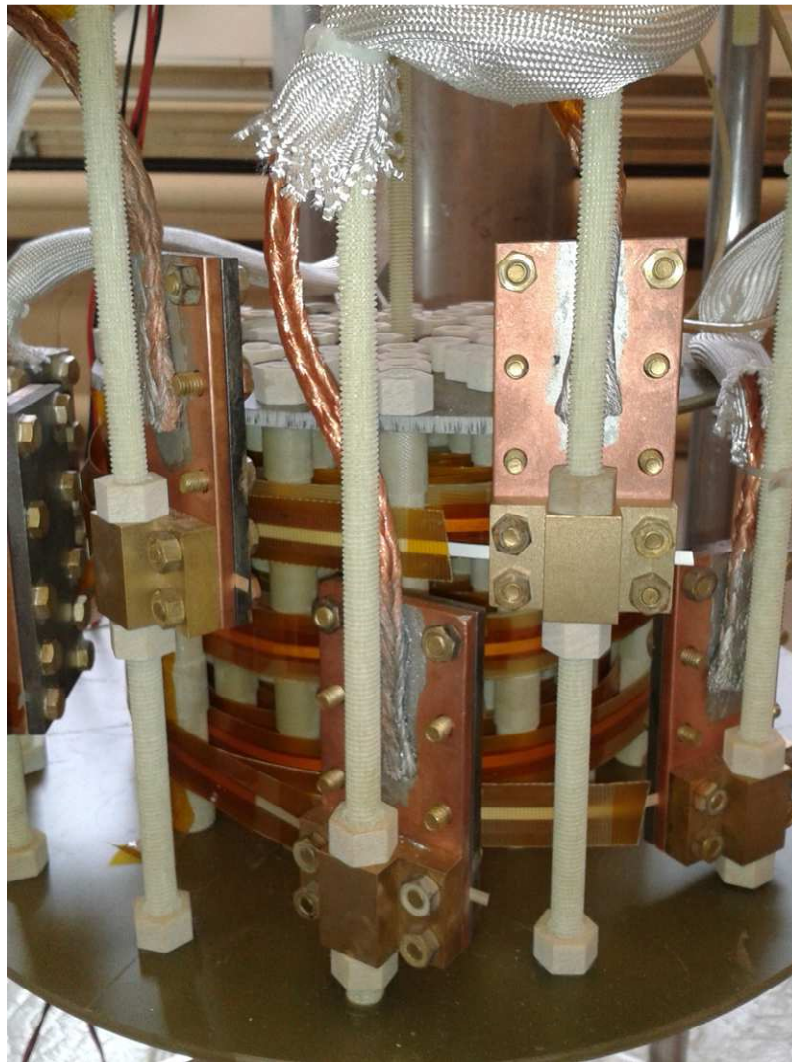


FIGURE IV.10 – Les amenées de courant

IV.2.f Amenées de courant

Les amenées de courant sont la partie qui fait la connexion entre le cuivre et le conducteur supraconducteur. Cette partie du limiteur de courant doit être particulièrement soignée. En effet, si la résistance de contact entre la partie en cuivre et le conducteur supraconducteur est trop importante, lorsque du courant circule dans le SCFCL, cette partie va chauffer et initier une transition localement. Afin d'éviter ce problème, la partie en cuivre des amenées de courant est surdimensionnée par rapport au courant qu'elle doit faire passer. Les contacts sont optimisés avec de l'indium, matériau ductile qui permet d'augmenter la surface d'échange entre la pièce en cuivre et le conducteur supraconducteur. Afin d'optimiser le serrage des pièces au niveau du contact entre le cuivre et le conducteur supraconducteur du limiteur, ces deux éléments sont pressés entre deux pièces dures (acier et laiton). Les amenées de courant sont maintenues par une tige filetée ce qui permet de régler l'orientation de l'amenée de courant et sa hauteur (selon la phase). La figure IV.10 présente les amenées de courant du limiteur.

IV.2.g Cryostat

Pour le premier limiteur de courant installé, un cryostat existant est utilisé. Il est néanmoins instrumenté de la même façon que le cryostat qui sera conçu et réalisé pour cette expérimentation.

Les quatre limiteurs qui seront à terme installés dans la plate-forme Prédis seront logés dans un même cryostat avec quatre compartiments. Chaque cryostat comporte l'instrumentation, les entrées et sorties suivantes :

- 6 amenées de courant,
- un clapet antiretour avec électrovanne pour la régulation de la pression,
- une entrée et une sortie pour l'azote liquide,
- des prises *jaeger*[®] pour la mesure de température (trois sondes : une en-dessous du limiteur, une sur la plaque centrale du limiteur et une sur la plaque supérieure),
- des prises *jaeger*[®] pour la chaufferette (montée en température),
- une sortie pour la sonde de pression,
- une soupape de sécurité, et,
- des prises *jaeger*[®] pour des prises de potentiel si besoin.

La figure IV.11 présente le limiteur fixé sur la bride du cryostat avec toute les entrées / sorties pour l'instrumentation, la sécurité et le remplissage du cryostat.

IV.3 Simulations pour le dimensionnement

Le micro-réseau Prédis a été modélisé sous ATPDraw. Il n'a pas été possible de vérifier la modélisation faite du réseau avant les tests avec le limiteur supraconducteur de courant. Cependant, nous avons considéré que la modélisation du réseau était suffisamment précise pour dimensionner le limiteur de courant supraconducteur sur la base des simulations faites avec ATPDraw. La figure IV.1 présente l'architecture du réseau Prédis. Les lignes avec un interrupteur ouvert peuvent être ouvertes ou fermées selon la configuration souhaitée.

Selon les configurations choisies du réseau, les charges connectées et la localisation du limiteur dans le réseau, le courant nominal varie. Afin d'adapter le courant critique du limiteur au courant nominal, nous faisons varier la température du bain d'azote. Pour le dimensionnement, nous avons choisi de mailler la partie du réseau alimentée par le poste source 1 (lignes 10 et 11 fermées et lignes 12 et 13 ouvertes). Dans ce cas là, le courant nominal au niveau du poste source 1 est de 33 A. Pour un courant nominal de 33 A, le courant critique du limiteur doit être d'environ 40 A. On choisit alors une température du bain égale à 84 K ce qui implique un courant critique de 43 A (IV.5).

La tension du réseau étant de 230 V / 400 V, la longueur du conducteur doit être environ de 6 m. Le calcul de la «longueur thermique» du conducteur (méthode décrite dans la partie II.2.c) donne une longueur de 6,6 m pour une température de 300 K en 100 ms de court-circuit. Des simulations ont été réalisées pour vérifier ce dimensionnement de la longueur du conducteur. Les figures IV.12 et IV.13 présentent les résultats de ces simulations. Dans cette simulation, le limiteur placé en série avec le transformateur et un défaut franc triphasé à la terre est fait au milieu de la ligne 5. Le limiteur de courant est placé dans un bain d'azote liquide à 84 K et la longueur de son conducteur est de 6,5 m. Dans ces simulations, le limiteur de courant limite bien le courant. En effet, le courant



FIGURE IV.11 – Le limiteur de courant fixé sur la bride du cryostat

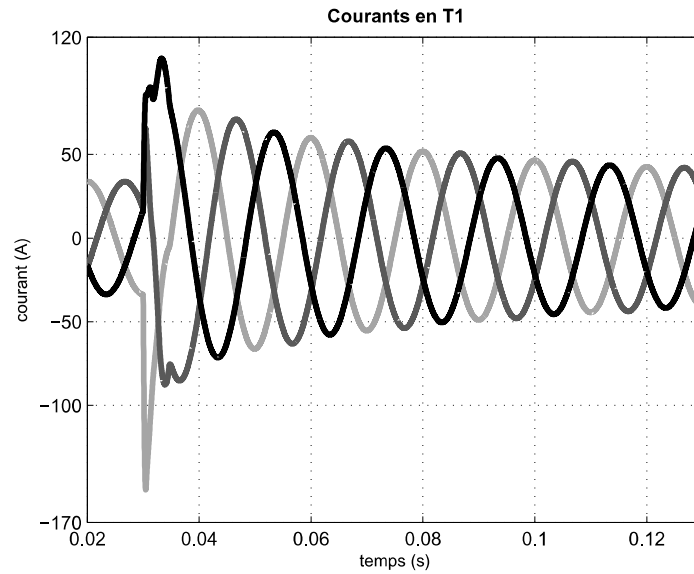


FIGURE IV.12 – Courant dans le transformateur T1 et dans le limiteur de courant

maximum atteint est autour de 150 A. Le courant redescend en environ 50 ms en-dessous de 50 A. La longueur de 6,5 m convient en cas de défaut triphasé franc au milieu de la ligne 5 (il n'est possible de faire des défauts qu'en milieu de ligne). Le limiteur de courant étant dans un premier temps positionné au niveau du poste source 1, ce défaut est le plus contraignant en terme de courant pour SCFCL. Sa température est donc maximale pour ce défaut.

Plusieurs simulations ont été faites pour étudier l'influence du courant critique sur le premier pic du courant limité et le courant limité au bout de 100 ms de limitation. Pour cela, on fait varier la température du bain d'azote liquide. Au bout de 100 ms de limitation, le courant limité ne dépend pas du courant critique du conducteur. En ce qui concerne le premier pic, il diminue légèrement lorsque le courant critique diminue car le conducteur réagit plus rapidement au courant de court-circuit. La figure IV.14 présente ces résultats.

IV.4 Résultats expérimentaux

Le limiteur de courant a été bobiné, les amenées de courant ont été connectées et l'ensemble a été inséré dans le cryostat. L'ensemble de l'instrumentation (mesure des températures, tensions et courants) et du dispositif de régulation de la pression à l'intérieur du cryostat ont été installés. Les premiers essais ont été faits dans les bâtiments du CNRS. Pour ces essais, un auto-transformateur (0 à 400 V) triphasé est court-circuité. Les court-circuit faits sont des court-circuits triphasés à une température assez élevée (autour de 84 K) afin de ne pas détériorer le conducteur avec une transition inhomogène. Ensuite, plusieurs types de défauts ont été faits : monophasé, biphasé et triphasé isolés ou non par rapport à la terre. Pour simuler des défauts impédants, comme décrit dans la partie I.3.a, la tension est abaissée.

La figure IV.15 présente les courants et les tensions mesurés aux bornes du limiteur de courant pour un défaut triphasé franc avec un bain d'azote à une température de 84 K.

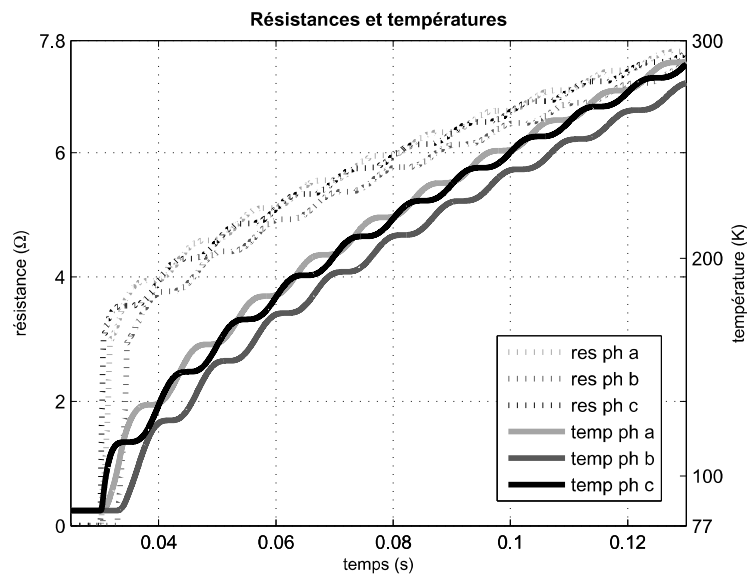


FIGURE IV.13 – Températures et résistances du limiteur pour le défaut le plus contraignant (pour les conditions fixées pour ce dimensionnement)

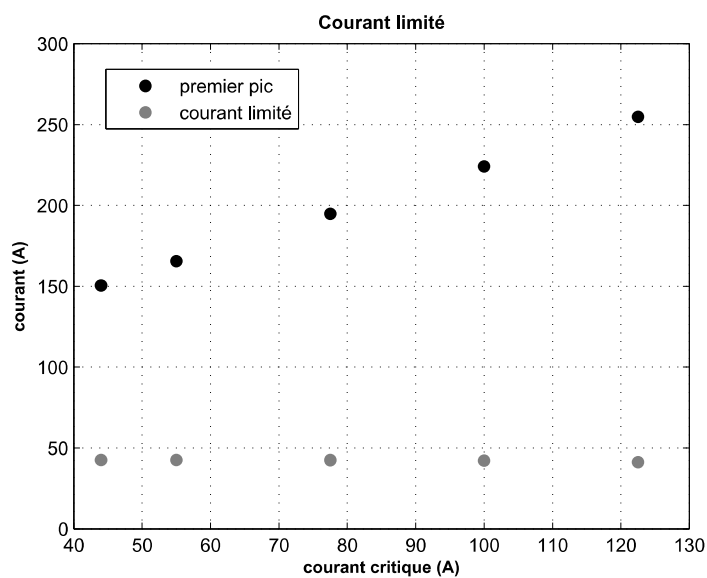


FIGURE IV.14 – Courant du premier pic après le défaut et 100 ms après le défaut en fonction du courant critique du limiteur de courant

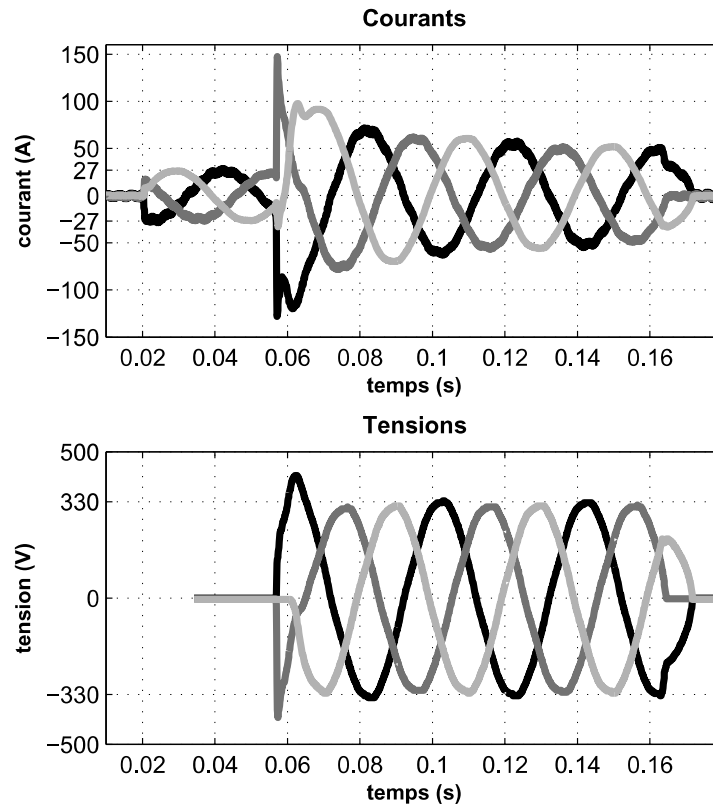


FIGURE IV.15 – Courants traversant le limiteur de courant et tensions développées par le limiteur de courant pour un défaut triphasé franc

Les formes d'ondes sont semblables à celles obtenues en simulation. Le déséquilibre qui existe entre les trois phases est certainement dû au banc de test utilisé.

La figure IV.16 présente les courants mesurés pour un défaut monophasé de 250 V (défaut impédant) pour une température de 84 K.

La figure IV.17 présente les courants et les tensions mesurées aux bornes du limiteur de courant pour un défaut biphasé (isolé par rapport à la terre) de 400 V et pour une température de bain de 84 K. On remarque que les tensions ne sont pas forcément équilibrées sachant que le défaut est isolé par rapport à la terre. Ce déséquilibre entre les deux phases en défaut est plus ou moins important selon l'instant auquel a lieu le défaut.

La figure IV.18 présente le rapport $\frac{I_p}{I_c}$ (valeur maximum du premier pic par rapport au courant critique) en fonction de la température du bain d'azote pour différentes tensions (différentes impédances de défaut). Sur cette même figure, les résultats de simulation sont tracés aussi. On remarque une tendance globale proche entre les résultats de simulation et les mesures expérimentales. Il est difficile d'évaluer une tendance notable de ce rapport par rapport à la tension du défaut c'est-à-dire par rapport à l'impédance de défaut. Cependant, les défauts triphasés francs semblent avoir en majorité un rapport $\frac{I_p}{I_c}$ plus élevés que la majeure partie des défauts impédants.

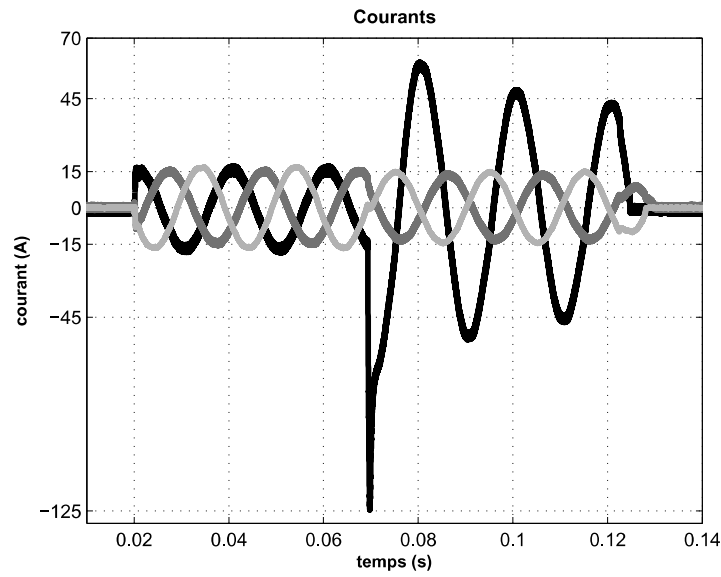


FIGURE IV.16 – Courants traversant le limiteur de courant pour un défaut monophasé de 250 V

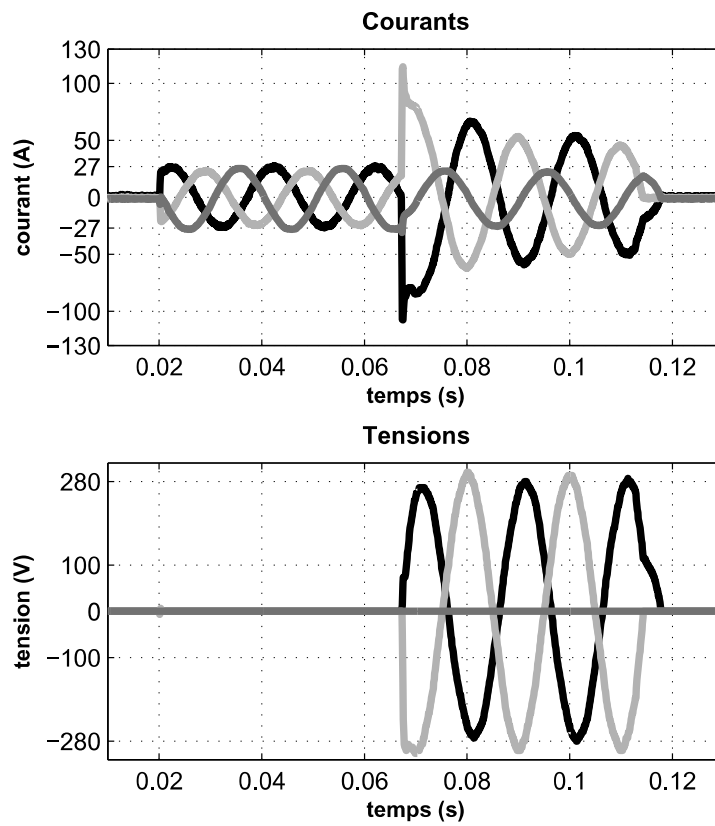


FIGURE IV.17 – Courants et tensions aux bornes du limiteur de courant pour un défaut biphasé franc isolé

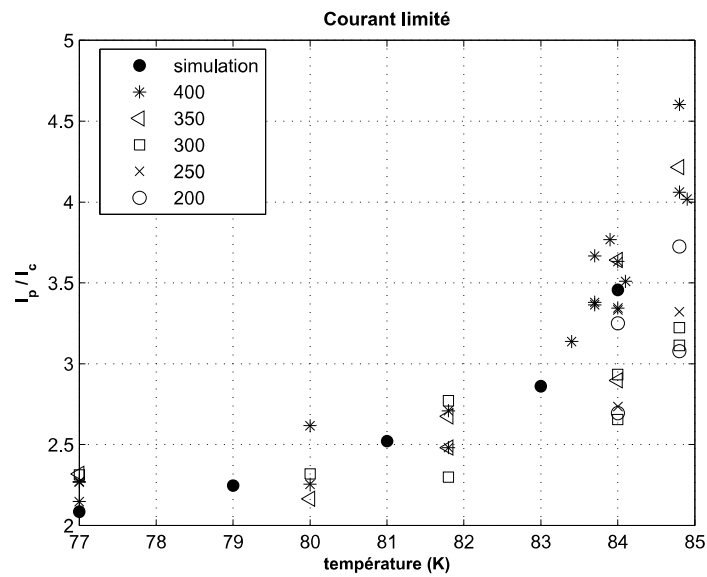


FIGURE IV.18 – Rapport $\frac{I_p}{I_c}$ en fonction de la température du bain d'azote. Valeurs obtenues soit en simulation soit expérimentalement pour plusieurs tensions d'alimentation

IV.5 Conclusion

Un limiteur de courant supraconducteur triphasé a été dessiné, dimensionné et construit. Pour cela, plusieurs études ont été menées (tests de conducteurs, simulation etc.). Ce limiteur de courant a été testé au laboratoire du CNRS alimenté par un auto-transformateur. Ces tests ont montrés le bon fonctionnement et comportement du limiteur de courant supraconducteur pour tous types de défaut (monophasé, biphasé, triphasé, impédant ou non). Ce limiteur de courant supraconducteur est maintenant installé dans le réseau à échelle réduite Prédiss dans lequel des tests seront faits très prochainement.



Conclusion générale et perspectives

Conclusion

CETTE THÈSE se caractérise par la large problématique qu'elle aborde. En effet, le premier chapitre s'ouvre sur la description de la structure physique du conducteur supraconducteur pour arriver à une étude d'un système entier d'un réseau électrique.

C'est à partir de la structure physique du conducteur que les premiers traits du modèle du ruban supraconducteur sont tracés. Cette modélisation de la transition du ruban supraconducteur s'appuie aussi sur la caractérisation expérimentale du conducteur. Grâce à des essais en limitation qui mettent en condition de limitation de courant le conducteur, le comportement pendant la transition a été étudié. Ces expériences sont importantes pour l'étude d'un conducteur dans l'objectif d'un limiteur de courant car ce dernier utilise cette transition pour limiter le courant de défaut. De plus, les essais en limitation ont permis la validation du modèle développé. Cette étape est primordiale pour la suite des travaux de cette thèse.

Dans un deuxième temps, ce modèle est utilisé pour dimensionner le conducteur dans le cadre du projet Eccoflow. L'étude expérimentale du conducteur étudié a montré l'inhomogénéité le long du conducteur en terme de courant critique. Cette inhomogénéité peut conduire à des températures destructives du conducteur en cas de courant de défaut proche du courant critique. Par un dimensionnement correct de la couche de shunt (couche d'argent) du ruban, il est possible d'éviter ces températures élevées. Cette étude conclut une épaisseur de *shunt* optimale pour l'application étudiée.

L'étape suivante est le dimensionnement global du limiteur de courant supraconducteur, c'est-à-dire la longueur du conducteur et la valeur de l'impédance en parallèle de celui-ci. En fonction des contraintes données par les gestionnaires de réseau, ce dimensionnement est un compromis entre la thermique du conducteur, la limitation souhaitée et la diminution de la longueur du conducteur (économique).

Dans le chapitre 3, le modèle est cette fois-ci intégré dans un système global d'un réseau électrique. Deux types bien différents de réseaux électriques sont envisagés. Le premier est un réseau MTDC (réseau continu haute tension maillé) qui utilise le limiteur de courant en série avec les stations de conversion. Ce type de réseau est amené à se développer dans le futur notamment pour le raccordement de parcs éoliens et hydroliens en mer. L'objectif est de protéger les éléments d'électronique de puissance des convertisseurs. Secondé par un disjoncteur hybride, seul le limiteur de courant supraconducteur semble

à même d'assurer la sécurité de ce type de réseau. La seconde application étudiée est pour les réseaux de distribution. L'utilisation du limiteur de courant supraconducteur est proposée pour une exploitation bouclée des réseaux de distribution. Une telle exploitation permettrait une meilleure fiabilité et stabilité du réseau. De plus, elle permettrait d'augmenter significativement la capacité d'intégration de générations d'énergie distribuées du réseau de distribution. Un exemple a montré la faisabilité d'une telle exploitation. L'alternative à cette exploitation du réseau avec des limiteurs supraconducteurs de courant serait le renforcement du réseau (construction de nouvelles lignes, etc.) ce qui entraîne des coûts importants. La solution des limiteurs de courant semble alors une alternative économiquement envisageable.

Pour finir, un limiteur de courant supraconducteur a été pensé, dimensionné, réalisé et testé pour être installé dans le réseau de distribution à échelle réduite Predis. Cette expérimentation permettra de valider les études des systèmes électriques faites en simulation et étudier le comportement en transitoire du limiteur de courant vis à vis des générations d'énergie distribuées.

Perspectives

L'étude des conducteurs supraconducteurs haute température critique de seconde génération a mis en relief le risque de détérioration dû à l'inhomogénéité du conducteur en cas de courant prospectif faible (proche du courant critique). Pour diminuer ce risque d'élévation de la température de façon très localisée, cette thèse propose de jouer sur le dimensionnement des couches du conducteur (épaisseur de la couche de shunt électrique et thermique). Dans le but d'améliorer l'homogénéité de la transition du conducteur, il serait peut-être possible de proposer des montages un peu particuliers qui permettraient d'imposer une meilleure propagation de la transition. Par exemple, imposer un champ électrique transversal au conducteur tout le temps qui inciterait la transition à se propager.

D'autre part, la modélisation de l'inhomogénéité du courant critique le long du conducteur pourrait être développée davantage, c'est-à-dire réaliser un échantillonnage plus fin du conducteur que celui réalisé dans cette thèse. Ceci pourrait permettre notamment de calculer quelle variation de courant critique le long du conducteur peut être acceptable par rapport au courant prospectif des défauts impédants.

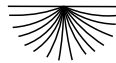
Plusieurs fonctionnalités du limiteur de courant supraconducteur dans le réseau électrique ont été proposées pour améliorer notamment la capacité d'intégration de génération d'énergie distribuée. Or toutes les simulations en régime transitoire ont été faites sans générateur dans le réseau électrique. La présence de générateurs d'énergie distribuée devrait augmenter le courant de court-circuit ce qui devrait permettre un meilleur fonctionnement des limiteurs supraconducteurs de courant. Néanmoins, il serait intéressant d'étudier l'interaction entre les limiteurs de courant supraconducteurs avec les alternateurs et les structures d'électronique de puissance.

L'intégration de limiteurs de courant dans le réseau à dimensions réduites Predis permettra de tester les différentes architectures (bouclages intra et inter postes sources) proposées dans cette thèse, notamment la mise en application de l'utilisation du limiteur de courant supraconducteur comme *déboucleur rapide*. De plus, elle permettra d'appréhender de façon expérimentale le comportement des limiteurs de courant supraconducteurs par

rapport aux alternateurs et aux structures d'électronique de puissance.

Par ailleurs, les différentes fonctionnalités et positionnements proposés pour les réseaux de distribution dans cette thèse pourraient être appliqués à d'autres réseaux. Les limiteurs de courant semblent avoir des atouts en particulier pour les réseaux embarqués qui ont des contraintes d'encombrement et de fiabilité importantes et pour les réseaux industriels qui ont des courants de court-circuit particulièrement élevés.

Cette thèse s'est déroulée dans le cadre du projet européen Eccoflow. Ce projet va se conclure avec l'installation d'un limiteur de courant supraconducteur – à base de conducteurs déposés à haute température critique – dans le réseau de distribution européen. Dans la continuité de ce projet, il serait intéressant de démontrer la potentialité de ce type de limiteur de courant pour les réseaux haute tension à courant continu comme le SCFCL semble être une solution pour la protection de tels réseaux maillés.



Bibliographie

- [ABB] ABB. *Limiteur Is*.
- [AH09] M.-C. Alvarez-Hérault. *Architecture des réseaux de distribution du futur en présence de production décentralisée*. PhD thesis, Institut national polytechnique de Grenoble, 2009.
- [AHBG⁺13] M.-C. Alvarez-Hérault, A. Battegay, C. Gandioli, J. Descloux, N. Hadjsaid, and P. Tixador. Maximal DG indicator to quantify the efficiency of smart grid solutions regarding renewable penetration. In *PowerTech, 2013 IEEE Grenoble*, juin 2013.
- [Asp04] G. Asplund. Sustainable energy systems with hvdc transmission. In *Power engineering society general meeting*, volume 2, page 2299, juin 2004.
- [BSBB09] S. M. Blair, N. K. Singh, C. D. Booth, and G. M. Burt. Operational control and protection implications of fault current limitation in distribution networks. In *Universities Power Engineering Conference (UPEC), Proceedings of the 44th International*, septembre 2009.
- [Cal] B. Calmet. *Protection des réseaux de transport et de répartition : présentation*. Techniques de l'ingénieur. D4 800v2.
- [Can00] J.-F. Canard. *Impact de la génération d'énergie dispersée dans les réseaux de distribution*. PhD thesis, Institut national polytechnique de Grenoble, 2000.
- [CD12] D. Colangelo and B. Dutoit. Inhomogeneity effects in hts coated conductors used as resistive fcls in medium voltage grids. *Superconductor science and technology*, 25, 2012.
- [CDLP04] M. Chen, L. Donzel, M. Lakner, and W. Paul. High temperature superconductors for power applications. *Journal of the European Ceramic Society*, 24 :1815–1822, 2004.
- [CIG11] CIGRE. *Application and feasibility of fault current limiters in power systems*, 2011. Working groupe A3.23.
- [Coi07] Y. Cointe. *Limiteur supraconducteur de courant continu*. PhD thesis, Institut national polytechnique de Grenoble, 2007.
- [CPP05] G. Celli, F. Pilo, and G. Pisano. Meshed distribution networks to increase the maximum allowable distributed generation capacity. *Proc. CIGRE*, 2005.

- [Das06] D. Das. A fuzzy multiobjective approach for network reconfiguration of distribution systems. *IEEE transactions on power delivery*, 21, janvier 2006.
- [Des13] J. Descloux. *Protection strategy for multi-terminal HVDC grids using underground or undersea cables*. PhD thesis, Institut national polytechnique de Grenoble, 2013.
- [DIE06] H. A. Darwish, M. A. Izzularab, and N. I. Elkalashy. Enhance commutation circuit design of HVDC circuit breaker using EMTP. In *Transmission and Distribution Conference and Exhibition, IEEE PES*, page 978, mai 2006.
- [DRC13] J. Descloux, B. Raison, and J.-B. Curis. Protection strategy for undersea MTDC grids. In *PowerTech, 2013 IEEE Grenoble*, juin 2013.
- [É94] Electricité de France. *Plan de protection des réseaux HTA, principes*, 1994. B.61-21.
- [É08] Électricité réseau distribution France. *Description physique du réseau public*, 2008.
- [Eck05] S. Eckroad. *Survey of Fault Current Limiter (FCL) Technologies*. Electric power research institut, août 2005. 1010760.
- [Eck08] S. Eckroad. *Survey of Fault Current Limiter (FCL) Technologies Update*. Electric power research institut, août 2008. 1016389.
- [Eck09] S. Eckroad. *Superconducting Fault Current Limiters*. Electric power research institut, 2009. 1017793.
- [Ele94] Electricité de France. *Plan de protection des réseaux HTA, réglage des protections, régime de neutre par impédance de limitation*, 1994. B.61-22.
- [GCB10] V. Gupta, U. C. Trivedi, and N. J. Buch. Solid state electronic fault current limiter to limit the fault current in power system. *National Power Electronic Conference*, 2010.
- [Gir06] A. Girard. *Nouveaux substrats métalliques à texture biaxiale pour câbles supraconducteurs à haute température critique*. PhD thesis, Université de Savoie, 2006.
- [JJ11] J. Häfner and B. Jacobson. Proactive hybrid HVDC breaker - a key innovation for reliable HVDC grids. *Cigré*, 2011.
- [KKK⁺03] K. Kunde, M. Kleimaier, L. Klingbeil, H.-J. Herrmann, C. Neumann, and J. Paetzold. Integration of a fast acting electronic fault current limiters (EFCL) in medium-voltage systems. *CIGRE*, mai 2003. 17th international conference on electricity distribution.
- [LCZ08] J. Lu, E. S. Choi, and H. D. Zhou. Physical properties of hastelloy c-276 at cryogenic temperatures. *Journal of applied physics*, 103, 2008. 064908.
- [LTCR⁺09] L. Le-Thanh, R. Caire, B. Raison, S. Bacha, F. Blache, and G. Valla. Test bench for self-healing functionalities applied on distribution network with distributed generators. In *PowerTech, 2009 IEEE Bucharest*, juillet 2009.
- [MJ13] R. Mosseri and C. Jeandel. *L'énergie à découvert*. CNRS édition, 2013.

- [MKD05] C. Meyer, M. Kowal, and R. W. De Doncker. Circuit breaker concepts for future high power dc-applications. In *Industry Applications Conference, Fourtieth IAS Annual Meeting*, volume 2, page 860, octobre 2005.
- [MKdLK04] A. P. Malozemoff, A. Kehrli, J. Diaz de Leon, and S. Kalsi. Superconductor technologies for a controllable and reliable high capacity grid. *Power system conference and exposition*, pages 1750–1754, 2004.
- [MLX06] Y. Ma, L. Lin, and L. Xiao. Recent advances of HTS power application research at IEE. *Journal of physics*, 43, 2006.
- [Ngu09] N. T. Nguyen. *Mise en œuvre et intégration des matériaux supraconducteurs dans les dispositifs de puissance*. PhD thesis, Institut national polytechnique de Grenoble, 2009.
- [NO99] M. Noe and B. R. Oswald. Technical and economical benefits of superconducting fault current limiters in power systems. *IEEE transactions on applied superconductivity*, 9 :1347, juin 1999.
- [NTK04] K. Niayesh, J. Tepper, and F. Konig. On the arcless commutation of currents higher than 1 ka. *IEEE*, septembre 2004.
- [Odd11] M. Oddi. *Plan de protection des réseaux de distribution publiques à moyenne tension*. Techniques de l’ingénieur, mai 2011. D 4811.
- [Odd12] M. Oddi. *Plan de protection des réseaux de distribution publique à moyenne tension, mise en œuvre*. Techniques de l’ingénieur, 2012. D4 812.
- [Pel07] E. Le Pelleter. *Outil d’électronique de puissance pour le maillage / bouclage des réseaux de distribution : application au contrôle des flux de puissance et la limitation des courants de court-circuit*. PhD thesis, Institut national polytechnique de Grenoble, 2007.
- [RCGN12] P. Rault, F. Colas, X. Guillaud, and S. Nguefeu. Method for small signal stability analysis of vsc-mt dc grids. In *Power engineering society general meeting*, juillet 2012.
- [RNL⁺03] S. Repo, A. Nikander, H. Laaksonen, P. Järventausta, and P. W. Daly. A method to increase the integration capacity of distributed generation on weak distribution networks. *CIREN, 17th International Conference on Electricity Distribution*, mai 2003.
- [Roy10] F. Roy. *Modeling and characterization of coated conductors applied to the design of superconducting fault current limiters*. PhD thesis, École polytechnique fédérale de Lausanne, 2010.
- [RTE04] Gestionnaire du réseau de transport d’électricité. *Mémento de la sûreté du système électrique*, 2004.
- [SSGR⁺99] R. Strumpler, J. Skindhoj, J. Glatz-Reichenbatch, J. H. W. Kuhlefeldt, and F. Perdoncin. Novel medium voltage fault current limiter. *IEEE transactions on power delivery*, 14, avril 1999.
- [SSWJ08] M. Schwarz, C. Schacherer, K.-P. Weiss, and A. Jung. Thermodynamic behaviour of a coated conductor for currents above i_c . *Superconductor science and technology*, 21, mars 2008.

- [TB] P. Tixador and Y. Brunet. *Supraconducteurs, Bases théoriques*. Techniques de l'ingénieur. D2 701.
- [Tix13] P. Tixador. *Limiteur supraconducteur de courant de défaut (Superconducting fault current limiter)*. Techniques de l'ingénieur, 2013.
- [TN10] P. Tixador and N. T. Nguyen. Design of rebacuo-coated conductors for fcl. *IEEE/CSC and ESAS european superconductivity news forum (ESNEF)*, juillet 2010.
- [TNVP11] P. Tixador, T. Nguyen Nhat, H.G. Okada Vieira, and R. Ponceau. Impact of conductor inhomogeneity on fcl transient performance. *IEEE transactions on applied superconductivity*, 21 :1194, juin 2011.
- [ZDS⁺11] G. Zhang, S. Dai, N. Song, Z. Zhu, J. Zhang, W. Guo, D. Zhang, Z. Zhang, L. Xiao, and L. Lin. The construction progress of a high-Tc superconducting power substation in china. *IEEE Transactions on applied superconductivity*, 21 :2824–2827, juin 2011.

DU DIMENSIONNEMENT À L'INTÉGRATION DANS LE RÉSEAU ÉLECTRIQUE DU LIMITEUR SUPRACONDUCTEUR DE COURANT

Résumé Les travaux de cette thèse portent sur l'intégration dans le réseau électrique du limiteur supraconducteur de courant (SCFCL). Un modèle du ruban supraconducteur ont été développé et validé grâce à une comparaison avec des tests expérimentaux. Premièrement, ce modèle a permis le dimensionnement du SCFCL du projet Eccoflow (projet européen). Dans un deuxième temps, le modèle de SCFCL est intégré dans différents types de réseau. D'une part, l'intégration du SCFCL dans les réseaux haute tension continus maillés rend vraisemblable la protection de tels réseaux. D'autre part, grâce au SCFCL de nouvelles architectures du réseau de distribution sont proposées permettant l'intégration massive de génération distribuée. Cette thèse se clot sur le dimensionnement et les tests d'un SCFCL pour un réseau à taille réduite.

Mots clés *Limiteur de courant, supraconductivité, conducteurs déposés d'YBaCuO, protection des réseaux électriques, réseaux continus haute tension maillés, réseau de distribution, architecture du réseau*



FROM DESIGN TO POWER NETWORK INTEGRATION OF A SUPERCONDUCTING FAULT CURRENT LIMITER

Abstract This PhD deals with superconducting fault current limiter (SCFCL) network integration. A model of a superconducting tape had been developed and validated in comparison with experimental quench tests. This SCFCL model allowed us to design the SCFCL of the european project Eccoflow. Using this SCFCL model, SCFCLs are integrated in various types of networks. On one hand, SCFCL benefits are first studied in case of meshed HVDC networks. Indeed, the SCFCL makes realistic the protection of such networks. On the other hand, thanks to the SCFCL some new distribution network topologies are suggested in order to increase the distributed generation integration capacity. This PhD ends with the design and the test of a SCFCL in a downsize scale network.

Keywords *Fault current limiter, superconductivity, YBaCuO coated tape, power network protection system, meshed high voltage direct current, distribution network, network architecture*



Institut Néel – MCBT – CNRS
UPR 2940
25, rue des Martyrs
BP 166
38 042 Grenoble Cedex 9
FRANCE

Laboratoire de Génie Électrique de Grenoble
UMR 5269
11, rue des Mathématiques
BP 46
38 402 St Martin d'Hères Cedex
FRANCE